

Victor Maryama

**Análise de Estratégias de Divisão de Carga
baseadas em Droop para Microrredes**

Florianópolis, SC

2016

Victor Maryama

**Análise de Estratégias de Divisão de Carga baseadas
em Droop para Microrredes**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

Universidade Federal de Santa Catarina

Orientador: Aguinaldo Silveira e Silva
Coorientador: Marcelo Lobo Heldwein

Florianópolis, SC
2016

Maryama, Victor

Análise de Estratégias de Divisão de Carga baseadas em Droop para Microrredes / Victor Maryama; orientador, Aguinaldo Silveira e Silva ; co-orientador, Marcelo Lobo Heldwein. - Florianópolis, SC 2016. 116 p.

- Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico - CTC. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.

Inclui Referências

1.Engenharia Elétrica. 2.Sistemas de Potência. 3.Smart Grid. 4.Microrredes. 5.Redes híbridas. 6. Droop. I. Silveira e Silva, Aguinaldo . II. Heldwein, Marcelo Lobo . III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica. III. Análise de Estratégias de Divisão de Carga baseadas em Droop para Microrredes.

Victor Maryama

Análise de Estratégias de Divisão de Carga baseadas em Droop para Microrredes

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de
Mestre em Engenharia Elétrica e aprovada em sua forma final pelo
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.

Florianópolis, SC, 30 de dezembro de 2016



Prof. Marcelo Lobo Heldwein, Dr. sc. ETH
Coordenador do curso e coorientador



Prof. Aguinaldo Silveira e Silva, Ph.D.
Orientador

Banca examinadora:



Prof. Diego Issicaba, Dr.



Prof. Hans Helmut Zürn, Ph.D.



Prof. Miguel Moreto, Dr.



Prof. Roberto de Souza Salgado, Ph.D.

À minha família

AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço a meus pais Lilia e Yoshimi e à minha irmã Alexandra, principais incentivadores e fundamentais para que este trabalho pudesse ter sido realizado com sucesso. Agradeço também à minha namorada Maira por todo companheirismo e carinho.

Agradeço aos professores do LABSPOT, em especial ao prof. Agui-naldo Silveira e Silva pela consideração e auxílio na orientação desta dissertação. Agradecimento também aos membros do INEP, especialmente ao prof. Marcelo Lobo Heldwein, pela coorientação deste trabalho e colaboração durante estes anos.

Agradeço também aos companheiros do Centro de Energia Sustentável da Fundação CERTI pelo convívio e companheirismo no dia-a-dia. Agradeço especialmente a Cesare Quinteiro Pica, pelo incentivo, pelas oportunidades propiciadas e pela confiança depositada desde sempre.

*If you can talk with crowds and keep your virtue,
Or walk with Kings—nor lose the common touch,
If neither foes nor loving friends can hurt you,
If all men count with you, but none too much;
If you can fill the unforgiving minute
With sixty seconds' worth of distance run,
Yours is the Earth and everything that's in it,
And—which is more—you'll be a Man, my son!*
Rudyard Kipling, *If*

RESUMO

O setor elétrico passa por profundas mudanças nos últimos anos com a tendência de diminuição das emissões de carbono e uso de fontes de energia renováveis, descentralização na geração de energia com recursos energéticos distribuídos e associação de tecnologias de informação e comunicação na rede elétrica, resultando nas redes elétricas inteligentes. Nesse contexto, as microrredes surgem com grande interesse propondo uma integração dos conceitos em redes que podem operar independentemente da rede de distribuição de forma otimizada, aumentando a confiabilidade e eficiência do fornecimento de energia. Este trabalho foi realizado no âmbito de um projeto piloto de microrredes na Universidade Federal de Santa Catarina, com o objetivo de definir técnicas de controle primário para divisão de carga entre fontes despacháveis da microrrede, que podem ser tanto em corrente alternada quanto corrente contínua. Dessa forma, diversos métodos de divisão de potência utilizando *droop* são apresentados, estendendo o conceito para redes híbridas CA e CC. Uma análise da influência da impedância das linhas na divisão prevista pelo controle *droop* é realizada. Uma comparação entre o controle *droop* e impedâncias virtuais é base para uma análise em coordenadas retangulares da microrrede operando sob o controle *droop*, a partir da qual são derivadas estratégias para compensação das impedâncias das linhas utilizando impedâncias virtuais em eixo direto e em quadratura. Por fim, simulações buscando refletir situações reais da microrrede são realizadas, de modo a validar as estratégias propostas, que cumprem o efeito esperado de garantir uma boa precisão de seguimento de referência e divisão de carga para várias combinações de valores de impedância de linhas.

Palavras-chave: microrrede, droop, sistemas de potência.

ABSTRACT

The electric sector has undergone profound changes in recent years with the tendency to reduce carbon emissions and use of renewable energy sources, decentralization in the generation of energy with distributed energy resources and association of information and communication technologies in the electricity grid, resulting in Smart grids. In this context, the microgrids appear with great interest proposing an integration of the concepts in networks that can operate independently of the distribution network in an optimized way, increasing the reliability and efficiency of the power supply. This work was carried out as part of a microgrid pilot project at the Federal University of Santa Catarina, with the objective of defining primary control techniques for load division between dispatchable sources of the microgrid, which can be either alternating current or direct current. Thus, several methods of power sharing using droop are presented, extending the concept to AC and DC networks, called herein hybrid networks. An analysis of the influence of line impedance on the division predicted by the droop control is performed. A comparison between the droop control and virtual impedances is the basis for a rectangular coordinate analysis of the microgrid operating under the droop control, from which strategies are derived to compensate the impedances of the lines using virtual impedances in direct and quadrature axis. Finally, simulations seeking to reflect real situations of the microgrid are carried out in order to validate the proposed strategies, which fulfill the expected effect of guaranteeing good reference tracking accuracy and load division for various combinations of line impedance values.

Keywords: microgrid, droop, power systems

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Atual sistema elétrico.	23
Figura 2 – Conceito de Geração Distribuída.	25
Figura 3 – Relação de <i>droop</i>	31
Figura 4 – Fluxo de corrente em sistema em corrente contínua.	34
Figura 5 – Circuito equivalente do método <i>droop</i> de corrente.	34
Figura 6 – Circuito equivalente do método <i>droop</i> de corrente com fontes em paralelo.	35
Figura 7 – Fluxo de potência em sistemas de corrente alternada.	39
Figura 8 – Circuito equivalente do método <i>droop</i> de corrente.	49
Figura 9 – Sistemas de corrente alternada em forma retangular.	55
Figura 10 – Sistema com <i>droop</i> em forma retangular equivalente.	59
Figura 11 – Sistemas de corrente alternada em forma retangular, identificando as impedâncias em eixo direto e qua- dratura.	61
Figura 12 – <i>Droop</i> com compensação de reatâncias em eixo direto.	63
Figura 13 – <i>droop</i> com compensação de resistências em eixo direto.	63
Figura 14 – Compensação de impedância de eixo em quadratura	64
Figura 15 – Esquemático do laboratório de microrredes da UFSC	68
Figura 16 – Sistema considerado para simulações CA.	70
Figura 17 – Resultados de simulação para o caso 1, modo conec- tado.	73
Figura 18 – Resultados de simulação para o caso 1, modo ilhado.	74
Figura 19 – Resultados de simulação para o caso 2, modo conec- tado.	76
Figura 20 – Resultados de simulação para o caso 2, modo ilhado.	78
Figura 21 – Resultados de simulação para o caso 2, modo conec- tado, com compensação resistiva de eixo direto.	79
Figura 22 – Resultados de simulação para o caso 2, modo ilhado, com compensação resistiva de eixo direto.	80
Figura 23 – Resultados de simulação para o caso 2, modo co- nectado, com compensação resistiva de eixo direto e quadratura.	82
Figura 24 – Resultados de simulação para o caso 3, modo conec- tado, com compensação resistiva de eixo direto.	83
Figura 25 – Resultados de simulação para o caso 3, modo ilhado, com compensação resistiva de eixo direto.	84

Figura 26 – Resultados de simulação para o caso 3, modo conectado, com compensação resistiva e indutiva de eixo direto.	85
Figura 27 – Resultados de simulação para o caso 3, modo ilhado, com compensação resistiva e indutiva de eixo direto.	87
Figura 28 – Resultados de simulação para o caso 3, modo conectado, com compensação resistiva e indutiva de eixo direto, considerando potência de ambas as fontes.	89
Figura 29 – Resultados de simulação para o caso 3, modo ilhado, com compensação resistiva e indutiva de eixo direto, considerando potência de ambas as fontes.	90
Figura 30 – Sistema híbrido considerado para simulações.	93
Figura 31 – Resultados de simulação para os sistema híbrido em modo conectado.	96
Figura 32 – Resultados de simulação do sistema híbrido em modo ilhado.	98
Figura 33 – Magnitude das aberturas angulares em função da impedância da linha. Os valores maiores no canto inferior direito consistem em aberturas negativas.	114

LISTA DE TABELAS

Tabela 1	–	Variações de carga e referências realizadas nas simulações.	72
Tabela 2	–	P (potência entregue pela fonte) em relação ao P_{ref} (potência desejada), resultante da influência das impedâncias, em função da queda de tensão permitida em carga nominal e da impedância das linhas.	76
Tabela 3	–	Variações de carga e referências realizadas nas simulações.	95

SUMÁRIO

1	Introdução	23
1.1	Transformação do Sistema Elétrico	23
1.1.1	Geração Distribuída e Fontes Renováveis	24
1.1.2	Smart Grids e Redes Ativas de Distribuição	26
1.2	Corrente Contínua e Redes Híbridas	26
1.2.1	Transmissão	27
1.2.2	Distribuição	27
1.3	Controle de Redes Híbridas	29
1.4	O Problema da Divisão de Potência	29
1.5	Divisão Centralizada	30
1.6	Divisão Descentralizada via <i>Droop</i>	31
1.7	Objetivos e Estruturação da Dissertação	32
2	Métodos de Divisão de Potência	33
2.1	Métodos para Corrente Contínua	33
2.1.1	<i>Droop</i> de Corrente	33
2.1.2	<i>Droop</i> de Potência	37
2.2	Métodos para Corrente Alternada	39
2.2.1	Linhas Indutivas	40
2.2.2	Linhas Resistivas	42
2.2.2.1	Impedância Virtual	43
2.2.3	Implementação como Fonte de Potência	45
2.3	Sistemas Híbridos	45
2.3.1	Linhas Indutivas	46
2.3.2	Linhas Resistivas	47
2.4	Influência da Impedância das Linhas	48
2.4.1	<i>Droop</i> de Amplitude	49
2.4.2	<i>Droop</i> de Frequência	51
2.4.3	Linhas Indutivas	52
2.5	Conclusão	52
3	Interpretação em Coordenadas Retangulares	53
3.1	Eixos Direto e em Quadratura	53
3.2	Fluxo de Potência Retangular	54
3.2.1	Impedâncias	55
3.2.2	Aproximação de pequenos ângulos	55
3.2.3	Potências	56
3.2.4	Linhas Resistivas	56
3.2.5	Linhas Indutivas	58
3.2.6	<i>Droop</i> como Impedância Virtual de Eixo Direto	58

3.2.7	Compensação de Linhas em Eixo Direto	60
3.2.8	Compensação de Linhas de Eixo em Quadratura	64
3.3	Conclusão	64
4	Estudo de Caso: Sistemas CA	67
4.1	Laboratório de Microrredes	67
4.1.1	Controle da Microrrede	69
4.2	Descrição da Simulação	70
4.3	Caso 1: Linhas Resistivas Desprezíveis	72
4.3.1	Modo Conectado	72
4.3.2	Modo Ilhado	73
4.4	Caso 2: Linhas Resistivas	75
4.4.1	Modo Conectado	75
4.4.2	Modo Ilhado	77
4.4.3	Compensação Resistiva em Eixo Direto	77
4.4.4	Compensação Resistiva de Eixo em Quadratura	79
4.5	Caso 3: Linhas Resistivas e Indutivas	81
4.5.1	Compensação Indutiva em Eixo Direto	83
4.5.2	Compensação de Impedâncias Comuns	86
4.6	Conclusão	89
5	Estudo de Caso: Sistemas Híbridos	93
5.1	Impedâncias de Linha Desprezíveis	95
5.1.1	Modo Conectado	95
5.1.2	Modo Ilhado	95
5.2	Linhas Não Desprezíveis e Compensação	97
5.3	Conclusão	97
6	Conclusão	99
	Referências	101
	Apêndices	105
	APÊNDICE A Equivalência Fasores-dq0	107
A.1	Transformada de Park	107
A.1.1	Sistemas Trifásicos Equilibrados	108
A.1.2	Sistemas Monofásicos	109
A.1.2.1	Utilização apenas de uma Fase	110
A.1.2.2	Geração de Componentes em Quadratura	111
A.2	Conclusão	111
	APÊNDICE B Aproximação de Pequenos Ângulos	113

APÊNDICE C *Droop* de Amplitude como Impedância Virtual 115

1 INTRODUÇÃO

1.1 TRANSFORMAÇÃO DO SISTEMA ELÉTRICO

Os sistemas elétricos, nas últimas décadas, foram tradicionalmente compostos por grandes usinas de geração de energia localizadas longe dos centros urbanos, tal como mostrado na Figura 1. A energia gerada é transportada por meio de extensas linhas de transmissão, de dimensões muitas vezes continentais, até os sistemas de distribuição, que detêm a rede elétrica de menor tensão aos quais os consumidores estão conectados e por meio do qual recebem eletricidade em seus estabelecimentos. A vantagem deste modelo consiste nas economias de escala provenientes da construção de grandes usinas, permitindo menores custos de geração.

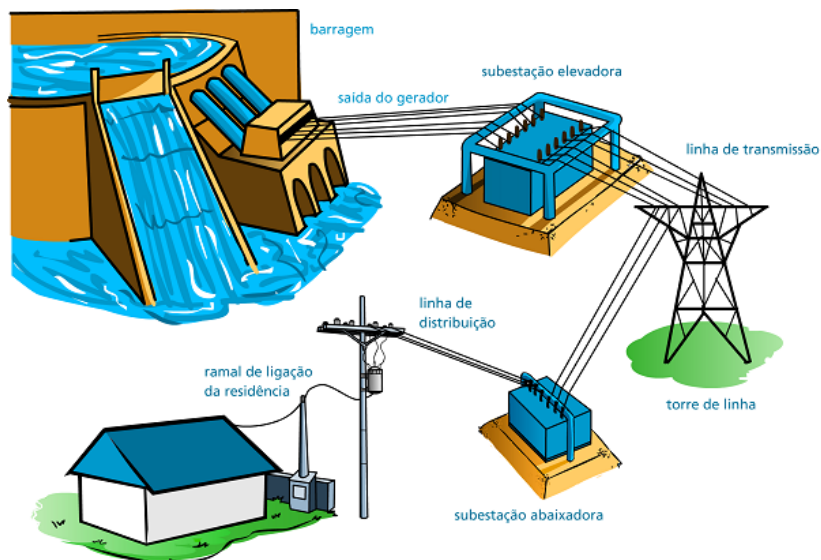


Figura 1 – Atual sistema elétrico.

Fonte: <http://www.mundodaeletrica.com.br/um-pouco-mais-sobre-o-sistema-eletrico-de-potencia-sep/>

Esta concepção do sistema elétrico, no entanto, apresenta alguns inconvenientes:

- Linhas longas ocasionam perdas devido à resistência dos condutores e outros efeitos. A energia desperdiçada (perdas técnicas)

em toda rede elétrica, incluindo transmissão e distribuição, representou, em 2009, 10% dos 475 mil GWh de energia gerada (MAIA, 2010).

- A confiabilidade do fornecimento de energia se torna dependente do bom funcionamento das linhas de transmissão. Extensas linhas aumentam a probabilidade de algum evento de falha ocorrer e prejudicar o funcionamento do sistema.
- Linhas mais extensas possuem menor capacidade de transmissão de energia elétrica.
- A construção de grandes usinas tende a causar impactos ambientais igualmente grandes. Leis ambientais crescentemente rígidas estão tornando mais difícil a viabilização destes tipos de empreendimentos. Um exemplo é o aumento de novas usinas hidrelétricas a fio d'água ¹ e acontecimentos como a mobilização contra a construção da usina de Belo Monte.

A crescente demanda por energia elétrica somada com a infraestrutura necessária para a manutenção da qualidade do fornecimento acarreta em grandes custos de capital, o que nestes últimos anos vem encarecendo a tarifa de energia para os consumidores. Desta maneira, outras alternativas para o fornecimento de energia vem se tornando cada vez mais atrativas, colocando em xeque o modelo atual.

1.1.1 Geração Distribuída e Fontes Renováveis

Geração distribuída (GD) é um conceito no qual, contrariamente à construção de grandes usinas longe dos consumidores, a geração toma a forma de pequenas usinas distribuídas perto de onde a energia é consumida. O conceito é ilustrado pela 2. Ela pode se materializar na forma de pequenas centrais hidrelétricas (PCHs), microturbinas a gás e grupos geradores diesel, bem como fontes renováveis como painéis fotovoltaicos e pequenos geradores eólicos, conectados diretamente às unidades consumidoras ou à rede de distribuição. Pode-se incluir também nesta lista sistemas de armazenamento de energia (bancos de baterias, por exemplo) e outras fontes como células a combustível.

A presença de geração de energia elétrica próxima aos centros consumidores é uma solução para grande parte dos problemas citados

¹ Usinas sem grandes reservatórios de água.

previamente para o modelo elétrico tradicional, uma vez que a necessidade da própria rede se torna reduzida ou mesmo nula para sistemas capazes de suprir completamente a demanda consumida.

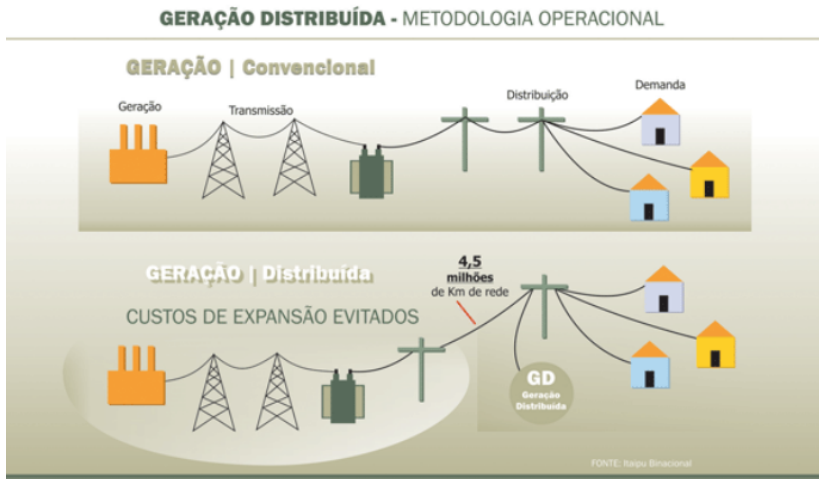


Figura 2 – Conceito de Geração Distribuída.

Fonte: <http://eletrocuriosidades.blogspot.com/2012/07/geracao-distribuida-no-brasil.html>

A grande desvantagem das fontes distribuídas, historicamente, tem sido o elevado custo, de modo que tais sistemas encontravam utilização apenas em nichos específicos de mercado, como em aplicações onde altos índices de confiabilidade de energia são requeridos. Esta situação, porém, vem se revertendo com os desenvolvimentos tecnológicos recentes, com os crescentes custos de geração de energia elétrica convencional - recursos de GD possibilitam a postergação de investimentos em infraestrutura - e com economias de escala na produção devido ao amadurecimento do mercado, de forma que os incentivos para utilização de fontes de geração distribuída (principalmente renováveis) são cada vez maiores, com projetos cada vez mais viáveis economicamente.

Todavia, ao mesmo tempo que traz inúmeros benefícios, a geração distribuída cria complexidades adicionais, exigindo soluções mais sofisticadas para a garantia de funcionamento adequado do sistema elétrico.

1.1.2 Smart Grids e Redes Ativas de Distribuição

A presença de fontes de geração no sistema de distribuição se torna um desafio para a operação do mesmo, uma vez que, a partir de então, fluxos bidirecionais de energia se tornam importantes, exigindo uma maior complexidade na operação do sistema, envolvendo reprogramação de proteções e controle de tensão na rede de distribuição, controle de geração, manobras, possibilidade de ilhamento, oportunidade para otimização dos recursos distribuídos, dentre outros aspectos.

Esta descentralização do controle em direção à extremidade do sistema traz a tona o conceito de microrredes inteligentes, que consistem em redes ativas de distribuição envolvendo unidades consumidoras que, dotadas de recursos energéticos distribuídos como geração distribuída e armazenamento, são capazes de operar ilhadas, desconectadas da rede elétrica principal, sobretudo em caso de indisponibilidade do sistema de distribuição. Além disso, mesmo conectadas à rede, microrredes são capazes de operar como uma única unidade energética controlada com recursos de geração e armazenamento, podendo contribuir com o sistema injetando potência ativa e reativa, participando no controle de tensão da rede, entre outros.

Desta forma, microrredes podem ser consideradas como expoentes do conceito de SmartGrids, associando tecnologias de informação e comunicação e inteligência à rede elétrica.

1.2 CORRENTE CONTÍNUA E REDES HÍBRIDAS

A distribuição de energia elétrica tem sido, historicamente, realizada por meio de redes elétricas em corrente alternada devido à facilidade de aumento e diminuição de tensão pela utilização de transformadores. Equipamentos para conversão de corrente contínua, de forma geral, sempre foram mais dispendiosos e menos atrativos economicamente, com a utilização desde conversores rotativos (dispositivos eletromecânicos), válvulas de arco de mercúrio e atualmente semicondutores de eletrônica de potência.

No entanto, com o crescimento dos sistemas elétricos e barateamento das tecnologias de eletrônica de potência, as redes em corrente contínua têm atraído cada vez mais atenção tanto na transmissão quanto na distribuição de energia elétrica, em redes de distribuição avançadas, como descrito na seção anterior. Em especial, pode-se citar o avanço na tecnologia de eletrônica de potência, na forma de transformadores de estado sólido, capazes de realizar conversão de tensão

tanto CA quanto CC.

1.2.1 Transmissão

O aumento do comprimento das linhas de transmissão junto com a necessidade de linhas subaquáticas trouxe a tona características da transmissão em corrente alternada que começaram a se tornar insustentáveis do ponto de vista técnico-econômico, como capacitâncias elevadas aliadas ao efeito pelicular².

A transmissão em corrente contínua de alta tensão (HVDC - *High Voltage Direct Current*) entra neste contexto de linhas longas como uma alternativa economicamente atraente. Embora com um custo inicial maior devido aos equipamentos de conversão, a ausência dos efeitos mencionados acima resulta num menor custo efetivo de condutor por quilômetro de linha (FRIDLUND, 1997). Além disso, transmissão em corrente contínua permite fluxo de potência com uma conexão assíncrona entre sistemas, no qual as dinâmicas são desacopladas. Por este mesmo motivo, sistemas deste tipo são utilizados para interligações em corrente alternada com frequências diferentes, por exemplo. Outra aplicação em potencial de sistemas de transmissão CC consiste no auxílio à estabilidade de sistemas CA, uma vez que o controle dos conversores estáticos é rápido e pode influenciar as dinâmicas e oscilações elétricas presentes em sistemas síncronos (BEATY; FINK, 2013), desacoplando diferentes áreas e evitando modos de oscilações entre as mesmas.

Redes de transmissão em corrente contínua têm sido instaladas em vários sistemas elétricos no planeta nos últimos anos, fazendo com que os sistemas elétricos, no futuro, possam ser considerados sistemas elétricos *híbridos*.

1.2.2 Distribuição

As cargas eletrônicas (residenciais e comerciais, como televisores e computadores) utilizam corrente contínua para operação, de modo que existe um equipamento de conversão CA/CC na fonte de cada um destes equipamentos (PANG; LO; PONG, 2006). Na indústria, o acionamento de motores é comumente realizado com frequência variável por meio de conversores estáticos que possuem um barramento em corrente contínua. Esta abordagem também se mostra presente

² Efeito no qual a corrente elétrica tende a se concentrar nas extremidades do condutor, aumentando sua resistência equivalente.

em cargas não industriais, como condicionadores de ar e refrigeradores com a tecnologia *inverter*, nos quais o acionamento do compressor é realizado também por meio de um conversor estático. Sistemas de iluminação a LED também funcionam intrinsecamente por meio de corrente contínua.

Da mesma forma, fontes renováveis como painéis fotovoltaicos e células a combustível e recursos energéticos como baterias funcionam em corrente contínua. Geradores eólicos e mesmo microturbinas a gás operam tipicamente com velocidade variável diferente da frequência da rede elétrica, por meio de conversores estáticos que possuem um barramento CC intermediário. Nessas situações, existe a possibilidade de ganhos de eficiência em sistemas de corrente contínua (HAMMERS-TROM, 2007).

Por este motivo, sistemas de distribuição em corrente contínua têm sido objeto de diversos estudos, uma vez que existe a possibilidade de ganhos em eficiência na redução de estágios de conversão de tensão CA para CC. Tipicamente podemos considerar a existência de distribuição CC em sistemas que envolvem datacenters (servidores de dados e comunicações), sistemas de tração elétrica (trens, metrô), veículos e navios. Além disso, a distribuição em corrente contínua pode ser mais eficiente energeticamente e economicamente em aplicações comerciais (SANNINO; POSTIGLIONE; BOLLEN, 2003).

Existem também diversos desafios para a distribuição em corrente contínua. A disponibilidade de equipamentos de proteção, somada a uma necessidade de readequação das redes já existentes, é um empecilho real (JOHNSON, 2012). Apesar disso, cada vez mais estudos são realizados na direção de distribuição neste tipo de tensão (IEEE, 2016).

É importante notar que a presença de redes em corrente contínua tende ainda a se encontrar na ponta do sistema elétrico, geralmente dentro das instalações de um consumidor. Desta forma, a noção de redes de distribuição CC, na concepção tradicional de redes de distribuição, não engloba as linhas da distribuidora.

Com a presença cada vez maior de conversores estáticos e redes inteligentes no sistema elétrico, especialmente no caso de microrredes inteligentes, cada vez existem mais pesquisas em redes híbridas de distribuição de energia, com barramentos em CA e CC (UNAMUNO; BARRENA, 2015). Este é o caso do projeto microrredes Engie, cujo objetivo consiste na construção de um laboratório piloto de microrrede híbrida na Universidade Federal de Santa Catarina, de modo a desen-

volver, testar e avaliar novas tecnologias no campo de gerenciamento energético e controle de microrredes.

1.3 CONTROLE DE REDES HÍBRIDAS

Um dos problemas na operação de redes ativas consiste no controle das fontes de geração. Este é um problema relativamente bem compreendido para sistemas CA e, em menor grau, também para sistemas CC - ambos utilizando o método *droop*³. No entanto, a operação e controle para sistemas híbridos ainda é limitada, sobretudo na parte do controle primário de geração, já que, para linhas de alta tensão em corrente contínua (HVDC), o controle realizado é de fluxo de potência, mantido em um valor de referência utilizado para transferência de potência entre dois subsistemas, sem considerar geradores conectados nestas linhas. Em microrredes CC típicas, toda a geração se encontra em corrente contínua e nenhuma interação entre fontes CA e CC acontece.

Desta forma, sistemas híbridos no qual geradores em ambos os tipos de barramentos coexistem e necessitam operar de modo a compartilhar a demanda da rede precisam de um controle primário capaz de realizar tal função. A quase inexistência de estudos de sistemas deste tipo - aliado à necessidade de compartilhamento de cargas na microrrede híbrida do projeto microrredes Engie (antiga Tractebel Energia) - evidencia a necessidade de análises aprofundadas e desenvolvimento de controladores primários para redes híbridas.

1.4 O PROBLEMA DA DIVISÃO DE POTÊNCIA

Em um sistema de potência, a demanda por potência elétrica raramente pode ser suprida por uma máquina sozinha, de modo que a carga deve ser dividida entre os geradores conectados na rede.

Em sistemas em corrente alternada, uma possibilidade para o atendimento à carga poderia consistir na utilização de geradores em modo de controle de tensão (operando como máquinas isócronas) suprindo a potência ativa e reativa necessária para manter a amplitude e frequência da tensão de saída no valor de referência, independentemente de variações de carga do sistema.

No entanto, duas fontes isócronas não podem estar presentes regulando, ao mesmo tempo, a frequência do sistema, uma vez que uma

³ Explicado em detalhes na seção 1.6.

mínima diferença nas frequências impostas tenderia à dessincronização das máquinas e circulação de altas correntes entre os geradores, impossibilitando a operação do sistema de forma satisfatória.

No caso de sistemas de corrente contínua, dois geradores atuando como fontes de tensão também não podem operar em paralelo, resultando na circulação de potencialmente altas correntes entre as fontes, determinadas pela impedância existente entre as máquinas. Esta situação acarreta, também, em diferenças de carregamento de cada fonte em relação à demanda do sistema.

1.5 DIVISÃO CENTRALIZADA

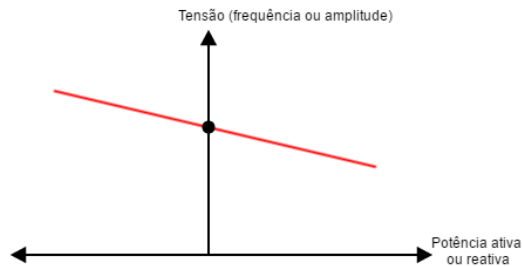
Uma alternativa para a operação de geradores em paralelo consiste na utilização de uma fonte em modo de controle de tensão⁴, em conjunto com outros geradores operando em modo de injeção de potência.

Em sistemas de corrente alternada, isto corresponde a uma máquina regulando a frequência em modo isócrona com outros geradores operando como fontes de potência ativa e reativa (também conhecido como modo PQ) ou apenas ativa (modo PV, o mais usual no sistema elétrico de grande porte, no qual a potência reativa é utilizada para o controle da tensão nos terminais da fonte). A máquina isócrona é, então, responsável por absorver sozinha variações momentâneas de demanda, por este motivo sendo comumente chamada de máquina *swing*. Para sistemas em corrente contínua, uma fonte regula a tensão do barramento - máquina *swing* - enquanto as outras atuam em modo de injeção de corrente ou potência.

A divisão de demanda entre as máquinas depende, nesses casos, da alteração periódica das referências das máquinas em modo de injeção de potência de forma a distribuir as variações de carga entre os geradores do sistema, implicando na necessidade, portanto, de um sistema de supervisão e controle que seja capaz de medir em tempo real a demanda do sistema e que efetue os comandos de alteração da referência das fontes via algum meio de comunicação.

Do ponto de vista de robustez, esta alternativa se mostra frágil, uma vez que eventuais indisponibilidades deste sistema central podem levar a situações indesejadas de operação, como sobrecarga da máquina *swing* e sub-utilização do restante dos geradores. Por isso, atual-

⁴ Considera-se aqui, como controle de tensão em sistemas CA, a regulação tanto da magnitude quanto da frequência.

Figura 3 – Relação de *droop*.

mente, a utilização de uma única máquina isócrona não é utilizada - os geradores operam de acordo com o controle *droop*, descrito a seguir.

1.6 DIVISÃO DESCENTRALIZADA VIA *DROOP*

Uma solução descentralizada para o problema de divisão de potência é equivalente a utilizar características da própria rede elétrica para coordenar o compartilhamento das variações de carga entre os geradores do sistema. Ela consiste em adotar, em regime permanente, uma relação entre a potência injetada e a frequência ou amplitude da tensão de saída. Estas relações consistem na *curva de droop* (decaimento) do gerador, como pode ser visto na Figura 3, também conhecida como *estatismo*. A inclinação desta reta consiste no ganho de *droop*, isto é, o quanto uma variável decai em relação à variação da outra.

Para sistemas compostos com fontes operando em *droop*, em regime permanente as variações de carga geram desvios de frequência ou amplitude de tensão (sistemas CA) ou de tensão (sistemas CC) dos valores de referência os fazendo com que a potência demandada seja dividida de acordo com os ganhos de *droop* individuais de cada fonte.

A divisão de cargas por meio de relações de *droop* é hoje tradicionalmente utilizada na operação de sistemas de potência, no controle primário de geradores (KUNDUR, 1994), e também em aplicações de paralelismo de grupos geradores a diesel em operação isolada (CUMMINS, 2014).

Nos últimos anos, graças ao aumento da penetração de recursos energéticos distribuídos e aos avanços na área de eletrônica de potên-

cia, houve um aumento no interesse no estudo de técnicas de distribuição de potência utilizando conversores estáticos, reaproveitando estes princípios de divisão de carga.

1.7 OBJETIVOS E ESTRUTURAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

Esta dissertação está estruturada de modo a realizar dois objetivos principais: (1) Desenvolver um trabalho de pesquisa focado na resolução de um problema prático, no contexto de um laboratório de microrredes desenvolvido na Universidade Federal de Santa Catarina, consistindo em definir uma estratégia viável para o controle primário de fontes operando em paralelo; e (2) servir como referência para trabalhos futuros de pesquisa e desenvolvimento, realizando uma revisão bibliográfica sobre os aspectos importantes do controle primário de divisão de carga em redes ativas de distribuição.

No sentido de ser uma referência sobre controle primário, o capítulo 2 fará uma apresentação e discussão sobre métodos de divisão de potência, dando ênfase aos métodos de *droop* para divisão de potência ativa (sistemas CA e CC) e reativa (sistemas CA). O capítulo 3 será dedicado à uma interpretação das técnicas de divisão de carga utilizando controle *droop*, numa tentativa de unificar a análise das diferentes abordagens utilizadas em problemas de divisão de potência.

Estes conhecimentos são, então, base para a definição de uma estratégia de controle para a microrrede piloto. No capítulo 4, um estudo detalhado sobre o impacto das impedâncias de uma rede elétrica é realizado. O capítulo 5 mostra resultados de simulação no contexto de um estudo de caso que compreende o projeto dos controladores primários das fontes da microrrede piloto.

2 MÉTODOS DE DIVISÃO DE POTÊNCIA

As técnicas de *droop* têm sido objeto de intensa pesquisa nos últimos anos devido ao interesse em microrredes, nas quais as interações entre recursos energéticos distribuídos tem papel central.

Diversos trabalhos são encontrados na literatura considerando diferentes tipos de sistemas (predominantemente indutivos ou resistivos), relações de *droop* considerando ângulos em vez da frequência, bem como métodos mais sofisticados utilizando o conceito de fluxo virtual. Uma revisão abrangente sobre as técnicas de controle descentralizadas de microrredes é dada por (GUERRERO et al., 2013).

Ao contrário do encontrado normalmente na literatura, neste capítulo será realizada uma revisão quanto aos métodos mais relevantes de divisão de potência utilizando o controle *droop*, com um enfoque na dedução das relações pertinentes e considerações quanto às impedâncias do sistema.

2.1 MÉTODOS PARA CORRENTE CONTÍNUA

Os métodos de divisão de carga para sistemas de corrente contínua têm suas origens a partir do fato de a corrente elétrica (e potência) transferida entre dois pontos de um circuito depender essencialmente da diferença de tensão e da resistência presente entre estes pontos.

Desta forma, o *droop* pode ser interpretado como uma implementação de impedância virtual na saída da fonte, cujos valores são ajustados de modo a se obter a devida divisão de carga entre fontes. Isto pode ser observado na semelhança entre (2.1), ilustrado na Figura 4 e a própria definição da relação de *droop*, que consiste numa queda das tensões do valor nominal em função de potência ou corrente.

$$V = V_0 - Ri \quad (2.1)$$

Existem dois métodos possíveis de implementação do *droop*: Utilizando a corrente ou a potência de saída da fonte.

2.1.1 *Droop* de Corrente

Em sistemas de corrente contínua, o método *droop* de corrente equivale à adição de um resistor virtual na saída da fonte. De fato, muitas implementações para divisão de potência em CC utilizam a relação de *droop* de corrente em vez da potência ativa, de modo que o

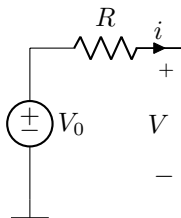


Figura 4 – Fluxo de corrente em sistema em corrente contínua.

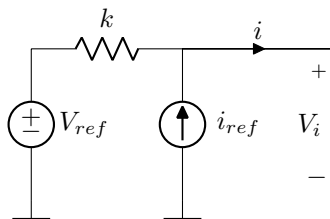


Figura 5 – Circuito equivalente do método *droop* de corrente.

valor do ganho de *droop* corresponde ao valor da própria resistência virtual, como pode ser visto em (2.2). A relação é idêntica à queda de tensão em um resistor com uma fonte de corrente, tal como ilustrado na Figura 5.

$$V_i = V_{ref} - k_i(i_i - i_{ref_i}) \quad (2.2)$$

Onde:

- V_i : Tensão de saída da fonte i
- V_{ref} : Tensão de referência do *droop*
- k_i : Ganho de *droop* da fonte i
- i_i : Corrente fornecida pela fonte i
- i_{ref_i} : Corrente de referência da fonte i

A divisão de corrente em sistemas de corrente contínua com fontes de tensão está diretamente ligada à resistência de saída das mesmas. O método *droop*, como vimos, permite emular impedâncias de saída nas fontes e, desta forma, ditar a divisão de carga do sistema.

Considerando fontes em paralelo tal como na Figura 6 (simples associação das fontes cujo circuito equivalente foi mostrado na Figura 5), desprezando-se a influência das linhas do sistema (considerando-as

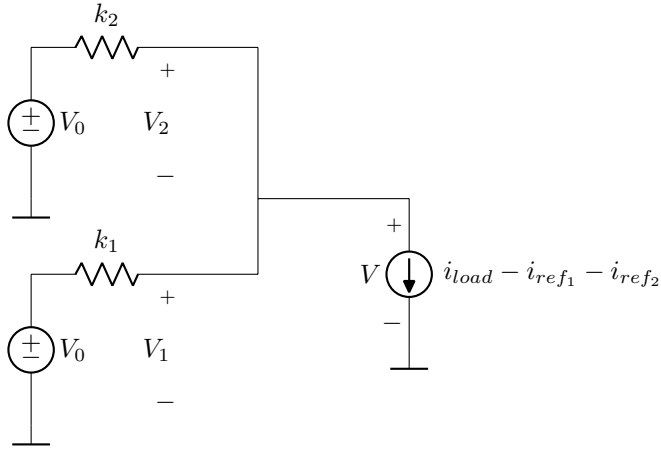


Figura 6 – Circuito equivalente do método *droop* de corrente com fontes em paralelo.

muito menor que a resistência emulada via *droop*)¹, temos que a tensão de saída das duas fontes é igual a V .

$$V_1 \approx V_2 \approx V_i \approx V \quad (2.3)$$

Rearranjando (2.2):

$$i_i = i_{ref_i} - \frac{1}{k_i}(V - V_{ref}) \quad (2.4)$$

Considerando:

$$i_{load} = i_1 + i_2 + \dots + i_i \quad (2.5)$$

Substituindo (2.4) em (2.5):

$$i_{load} = i_{ref1} + \dots + i_{ref_i} - \left[\frac{1}{k_1} + \dots + \frac{1}{k_i} \right] (V - V_{ref}) \quad (2.6)$$

Vemos então que o valor de corrente de referência do *droop* (i_{ref}) é útil para atribuir às fontes, a priori, correntes arbitrárias e fazer com que a divisão de carga via *droop* atue somente para o excedente

¹ A dedução da influência das linhas é demonstrada no Capítulo 2.4.

de demanda, definido em (2.7), também ilustrado na fonte de corrente da Figura 6.

$$\Delta i_{load} = i_{load} - \sum_{i=1}^n i_{ref_i} \quad (2.7)$$

Onde:

Δi_{load} : Excedente da demanda a ser distribuído via *droop*
 $\sum_{i=1}^n i_{ref_i}$: Somatório das referências de corrente das n fontes do sistema

Considerando (2.6) e (2.7), temos:

$$\begin{aligned} \Delta i_{load} &= -\left[\frac{1}{k_1} + \dots + \frac{1}{k_n}\right](V - V_{ref}) \\ \Delta V &= V - V_{ref} = -\frac{\Delta i_{load}}{\left[\frac{1}{k_1} + \dots + \frac{1}{k_n}\right]} \end{aligned} \quad (2.8)$$

A divisão de carga entre as fontes é feita de acordo com (2.9), baseado em (2.4) e (2.8)

$$\begin{aligned} \frac{\Delta i_i}{\Delta i_{load}} &= \frac{\frac{1}{k_1}}{\left[\frac{1}{k_1} + \dots + \frac{1}{k_n}\right]} \\ \Delta i_i &= i_i - i_{ref_i} \end{aligned} \quad (2.9)$$

Ao desprezar a impedância das linhas, consideramos um sistema com fontes de tensão em paralelo, o que é possível graças ao método *droop*, que, pudemos observar, simula impedâncias de saída não nulas.

Uma conclusão que se pode tirar observando (2.8) está ligada à queda de tensão do barramento de carga, cujo valor tende a zero quando $\Delta i_{load} = 0$, ou seja, a soma das referências de potência das fontes é igual à carga do sistema. Desta forma, um sistema de controle de nível mais elevado que ajuste periodicamente as referências de potência da rede (garantindo o balanço entre carga e geração) também restaurará o valor da tensão do sistema ao valor referência².

² Ainda existirão quedas de tensão necessárias para a transferência de potência no sistema devido às impedâncias das linhas. É a parcela de queda de tensão *causada pelo droop* que será restaurada neste caso.

Além disso, uma fonte com ganho de *droop* igual a zero consiste em uma característica de fonte de tensão (V_{ref}) constante sem impedância de saída. No que diz respeito à divisão da carga, esta fonte fornece 100 % do excedente de corrente, de modo que não há excedente suprido pelas outras fontes.

Por outro lado, um ganho de *droop* muito elevado faz com que a fonte se comporte como fonte de corrente constante, uma vez que a tensão de saída varia substancialmente se existe qualquer erro entre a corrente de saída e a corrente de referência. O excedente de corrente é então dividido entre as outras fontes do sistema.

Uma desvantagem do controle *droop* é que o fornecimento à carga gera inerentemente uma queda de tensão no sistema, de acordo com (2.8), onde se pode observar que esta é maior quanto maiores os ganhos de *droop* do sistema. No capítulo 2.4 será mostrado que ganhos elevados mitigam o efeito das impedâncias da linha na divisão de carga. Desta forma, existe um compromisso entre precisão do método de *droop* e qualidade da tensão do sistema.

A escolha dos ganhos de *droop* pode ser feita, então, em dois tempos: (1) Define-se o maior valor de queda de tensão permitido para o sistema, de acordo com variações de carga (restringindo o valor da soma dos inversos dos ganhos), e (2) escolhem-se os ganhos individuais das fontes de acordo com a proporção de suprimento de carga desejado, respeitando as restrições impostas pela escolha pelo passo (1).

2.1.2 Droop de Potência

Para sistemas de corrente contínua, o controle *droop* em função da corrente consiste na abordagem mais utilizada na literatura (SHUAI et al., 2016). Uma alternativa consiste na utilização do *droop* em função da potência. Neste caso, a resistência equivalente corresponde ao ganho de *droop* multiplicado pela própria tensão de saída da fonte, como demonstrado em (2.10) e (2.11).

$$V_i = V_{ref} - k_i(P_i - P_{ref_i}) \quad (2.10)$$

$$V_i = V_{ref} - [k_i V_i](i_i - i_{ref_i}) \quad (2.11)$$

Onde:

P_i : Potência fornecida pela fonte i

P_{ref_i} : Referência de potência da fonte i

Desta forma, esta variante de *droop* difere daquela utilizando corrente na dependência do valor dos resistores virtuais em relação à tensão de saída da fonte, além de se tratar de uma relação não linear de controle.

O valor de potência de referência é útil para atribuir às fontes, a priori, potências arbitrárias e fazer com que a divisão de carga via *droop* atue somente para o excedente de demanda, definido em (2.12).

$$\Delta P_{load} = P_{load} - \sum_{i=1}^n P_{ref_i} \quad (2.12)$$

Onde:

ΔP_{load} : Excedente da demanda a ser distribuído via *droop*
 $\sum_{i=1}^n P_{ref_i}$: Somatório das referências de potências das n fontes do sistema

A relação entre a queda de tensão em função do excedente de potência é mostrada em (2.13).

$$\Delta V = \frac{\Delta P_{load}}{\left[\frac{1}{k_1} + \dots + \frac{1}{k_n} \right]} \quad (2.13)$$

Similarmente ao método usando a corrente, caso a resistência virtual criada seja significativamente maior que a resistência das linhas, estas podem ser desprezadas e a divisão de potência depende apenas da relação entre os ganhos de *droop*, de acordo com (2.14).

$$\frac{\Delta P_i}{\Delta P_{load}} = \frac{\left[\frac{1}{k_i} \right]}{\left[\frac{1}{k_1} + \dots + \frac{1}{k_n} \right]} \quad (2.14)$$

Onde:

P_{load} : Variação da demanda

Tal como no *droop* em corrente, um ganho de *droop* igual à zero torna a fonte uma fonte de tensão constante, absorvendo todo o excedente de potência, enquanto que um ganho elevado dá à fonte uma característica de fonte de potência constante, sem participação na divisão do excedente de carga.

Como estaticamente as relações de divisão de carga em função dos ganhos de *droop* é semelhante ao caso de *droop* de corrente, a escolha dos ganhos de *droop* pode ser feita tal qual descrito na seção anterior.

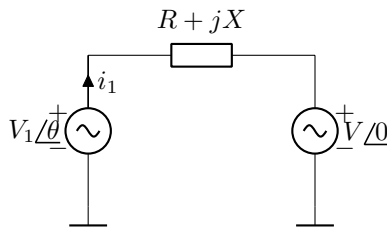


Figura 7 – Fluxo de potência em sistemas de corrente alternada.

Algumas das desvantagens do método de *droop* em potência consistem na natureza não linear desta relação de controle (função da potência, multiplicação da corrente e tensão) e na possibilidade de comportamentos inadequados em função do valor da tensão. No caso de um curto-circuito, no qual a tensão tende a zero, pode-se haver correntes elevadas caso o controle deseje manter um dado valor de potência, inconveniente inexistente no *droop* utilizando corrente (BRABANDERE, 2006).

2.2 MÉTODOS PARA CORRENTE ALTERNADA

Assim como no método para corrente contínua, o ponto de partida para o entendimento dos métodos de *droop* para sistemas em corrente alternada passa pela análise do fluxo de potência³ em sistemas deste tipo, de acordo com a Figura 7. A potência transferida entre fontes obedece a relação (2.15).

$$P_1 + jQ_1 = \frac{V_1(-RV \cos \theta + XV \sin \theta + RV_1)}{R^2 + X^2} + j \frac{V_1(-RV \sin \theta - XV \cos \theta + XV_1)}{R^2 + X^2} \quad (2.15)$$

As relações de *droop* a serem utilizadas para sistemas em corrente alternada dependem da característica da linha (relação $\frac{X}{R}$), como será demonstrado a seguir.

³ A utilização de *droop* de corrente não é usual em sistemas CA e não será abordada neste trabalho.

2.2.1 Linhas Indutivas

No caso de sistemas de transmissão de energia elétrica em alta tensão, a relação $\frac{X}{R}$ das linhas tende a ser elevada o suficiente para desprezarmos a parcela resistiva da impedância. Neste caso, (2.15) é simplificada e tem como resultado (2.16).

$$P_1 + jQ_1 = \frac{V_1 V}{X} \sin \theta + j \frac{V_1}{X} (V_1 - V \cos \theta) \quad (2.16)$$

Considerando um sistema com baixo carregamento, com abertura angular pequena ($\sin \theta \approx \theta$ e $\cos \theta \approx 1$), temos o comportamento demonstrado em (2.17) para a potências ativa e em (2.18) para a potência reativa.

$$P_1 = \frac{V_1 V}{X} \theta \quad (2.17)$$

$$Q_1 = \frac{V_1}{X} (V_1 - V) \quad (2.18)$$

Pode-se observar que existe algum desacoplamento entre as variáveis do sistema, com a potência ativa dependendo da abertura angular e com a potência reativa dependendo majoritariamente da diferença de magnitude entre as fontes.

Assim, para um sistema em corrente alternada com N fontes, pode-se definir relações de *droop* independentes para divisão de potência ativa (baseada na abertura angular) e reativa (baseada na diferença de amplitude).

$$\theta_i = \theta_{ref_i} - k_{p_i} (P_i - P_{ref_i}) \quad (2.19)$$

$$V_i = V_{ref_i} - k_{q_i} (Q_i - Q_{ref_i}) \quad (2.20)$$

A relação de *droop* de amplitude com potência reativa equivale à adição de uma impedância virtual na saída da fonte, similar ao conceito para redes em corrente contínua⁴.

Uma desvantagem clara deste método se encontra na utilização da fase da tensão na relação de *droop*, uma vez que as mesmas devem ser consistentes para todas as fontes do sistema, ou seja, medidas em relação a uma referência comum de fase. Isto implica na necessidade de algum tipo de sinal de sincronização entre as fontes (por meio de

⁴ Esta similaridade é estudada no capítulo 3 e no Apêndice C

GPS, por exemplo), tornando o sistema dependente de um comando externo adicional, menos robusto do que no caso de uma abordagem totalmente descentralizada.

Uma alternativa consiste em utilizar o método mais comum de *droop* com potência ativa para linhas indutivas, realizando-o por meio da frequência da tensão de saída em vez da fase, mostrado em 2.21.

$$f_i = f_{ref_i} - k_{p_i}(P_i - P_{ref_i}) \quad (2.21)$$

Utilizando (2.20) e (2.21) e considerando as premissas mostradas em (2.22)⁵ e (2.23)⁶, as quedas de frequência e tensão são dadas respectivamente por (2.24) e (2.25).

$$f_1 \approx f_2 \approx f_i \approx f \quad (2.22)$$

$$V_1 \approx V_2 \approx V_i \approx V \quad (2.23)$$

$$\Delta f = f_{ref} - f = \frac{\Delta P_{load}}{\left[\frac{1}{k_{p_1}} + \dots + \frac{1}{k_{p_n}} \right]} \quad (2.24)$$

$$\Delta V = V_{ref} - V = \frac{\Delta Q_{load}}{\left[\frac{1}{k_{q_1}} + \dots + \frac{1}{k_{q_n}} \right]} \quad (2.25)$$

A distribuição de carga ativa e reativa entre fontes é dada por (2.26) e (2.27).

$$\frac{\Delta P_i}{\Delta P_{load}} = \frac{\left[\frac{1}{k_{p_i}} \right]}{\left[\frac{1}{k_{p_1}} + \dots + \frac{1}{k_{p_n}} \right]} \quad (2.26)$$

$$\frac{\Delta Q_i}{\Delta Q_{load}} = \frac{\left[\frac{1}{k_{q_i}} \right]}{\left[\frac{1}{k_{q_1}} + \dots + \frac{1}{k_{q_n}} \right]} \quad (2.27)$$

As considerações para ganhos de *droop* elevados e ganho zero também se estendem para sistemas CA. Com ganhos elevados, temos uma característica de fonte de potência ativa e reativa. Para ganho igual a zero, tanto para a amplitude quanto para a frequência, temos uma fonte com característica de tensão constante, absorvendo todo

⁵ Verdadeira para sistemas estáveis independentemente das impedâncias das linhas.

⁶ Verdadeira para impedâncias de linha suficientemente baixas. Para casos no qual as impedâncias são relevantes, ver capítulo 2.4

o excedente de potências, a qual é chamada comumente de barra de folga ou máquina *swing*.

No caso de microrredes, temos esta característica quando a mesma se encontra em modo conectado, no qual a rede de distribuição atua com características de barra infinita. Nesta situação, as outras fontes acabam injetando apenas suas potências de referência. Podemos ver este efeito considerando (2.21) e (2.20) com Δf e ΔV são iguais a zero, premissas garantidas pela presença da barra infinita no sistema.

É interessante notar que a somatória dos inversos dos ganhos de *droop* (2.28) é conhecida na área de sistemas de potência como característica de área (GLOVER; SARMA; OVERBYE, 2012), que agrega a resposta do controle primário de todas as fontes pertencentes a uma dada área.

$$\beta = \left[\frac{1}{k_1} + \dots + \frac{1}{k_n} \right] \quad (2.28)$$

No contexto de microrredes, pode-se considerar que a área corresponde à própria microrrede, possuindo uma interligação com uma área externa que consiste na rede de distribuição.

2.2.2 Linhas Resistivas

À partir de (2.15), podemos deduzir o fluxo de potência em sistemas onde a relação $\frac{X}{R}$ é pequena e a parte reativa pode ser desprezada, resultando em (2.29). Este é o caso de redes de distribuição de energia elétrica em tensões menores (baixa tensão).

$$P_1 + jQ_1 = \frac{V_1}{R}(V_1 - V \cos \theta) - j \frac{V_1 V}{R} \sin \theta \quad (2.29)$$

Novamente, considerando um sistema com baixo carregamento, com abertura angular pequena ($\sin \theta \approx \theta$ e $\cos \theta \approx 1$):

$$P_1 = \frac{V_1}{R}(V_1 - V) \quad (2.30)$$

$$Q_1 = -\frac{V_1 V}{R} \theta \quad (2.31)$$

As relações de *droop*, portanto, para potência ativa e reativa, são implementadas da seguinte forma:

$$V_i = V_{ref_i} - k_{p_i}(P_i - P_{ref_i}) \quad (2.32)$$

$$\theta_i = \theta_{ref_i} + k_{q_i}(Q_i - Q_{ref_i}) \quad (2.33)$$

Analogamente ao comentado para *droops* de linhas indutivas, pode-se usar o *droop* de frequência definido em (2.34). É importante notar que o ganho de *droop* nesta relação tem sinal oposto ao caso com linhas resistivas, em (2.21), devido ao sinal negativo da relação com o ângulo em (2.31).

$$f_i = f_{ref_i} + k_{q_i}(Q_i - Q_{ref_i}) \quad (2.34)$$

As quedas de frequência e tensão são dadas respectivamente por (2.36) e (2.35).

$$\Delta V = V_{ref} - V = \frac{\Delta P_{load}}{\left[\frac{1}{k_{p_1}} + \dots + \frac{1}{k_{p_n}} \right]} \quad (2.35)$$

$$\Delta f = f_{ref} - f = \frac{\Delta Q_{load}}{\left[\frac{1}{k_{q_1}} + \dots + \frac{1}{k_{q_n}} \right]} \quad (2.36)$$

A distribuição de carga ativa e reativa entre fontes é igualmente dada por (2.26) e (2.27).

As considerações feitas quanto aos valores de ganhos de *droop* (zero até valores elevados) feitas na seção para linhas indutivas também se aplicam a este caso.

2.2.2.1 Impedância Virtual

No caso de linhas mistas, as potências ativa e reativa dependem tanto da amplitude quanto da diferença angular entre as tensões.

Uma das formas de garantir o desacoplamento entre potências ativa e reativa consiste em utilizar uma impedância de saída grande o suficiente para que o equivalente série resultante da linha tenha a característica desejada, resistiva ou indutiva.

Esta impedância pode ser concretizada por meio de um elemento físico, com o inconveniente de agregar custos adicionais, acarretar perdas reais por dissipação no componente e ocupar espaço físico, que pode ser limitado em algumas aplicações.

Outra abordagem envolve uma implementação da impedância via controle, por meio de uma realimentação da corrente de saída medida ao valor de tensão resultado dos controles de *droop*, como pode ser visto em (2.37). Este método é conhecido como *impedância virtual*, método bastante utilizado no controle de conversores estáticos (WANG

et al., 2015) bem como na divisão de potência reativa entre unidades geradoras no sistema elétrico (KUNDUR, 1994).

$$V_1' = V_1 - Z(s)i_1 \quad (2.37)$$

Onde:

V_1' : Tensão de saída da fonte

V_1 : Tensão de saída do *droop*, pré impedância virtual

$Z(s)$: Impedância virtual

$Z(s)$ deve ser escolhido de acordo com a impedância virtual adicional de saída desejada: R para um resistor, Ls (derivada da corrente) para um indutor e $\frac{1}{Cs}$ (integral da corrente) para um capacitor virtual. Esta forma de implementação garante o comportamento desejado para todas as frequências dentro da largura de banda do controle do sistema.

A desvantagem da utilização de impedâncias virtuais positivas é o aumento da impedância equivalente da linha, o que gera maiores quedas de tensão e prejudica a precisão da divisão de carga entre fontes, como demonstrado mais a frente no capítulo 2.4.

Outra possibilidade de uso de impedâncias virtuais envolve utilizar uma impedância virtual negativa, de modo a diminuir a parcela do tipo de impedância indesejada da linha (WU et al., 2014) ou mesmo diminuir a impedância total (LI; KAO, 2009), de modo a diminuir os erros de *droop*.

No entanto, para fins de compartilhamento de potência em regime permanente, é necessário somente a característica na frequência fundamental da tensão⁷. Desta forma, a função de transferência $Z(s)$ necessita, na frequência fundamental, apenas de um ganho (representando a impedância desejada) e um avanço/atraso de fase de 90 graus caso o comportamento desejado seja respectivamente indutivo ou capacitivo. De fato, verificamos isto ao substituir s por $j\omega$ em (2.37), com j representando um avanço de 90 graus na fase.

Uma solução simples consiste na inclusão de um filtro passa-faixas ajustado na frequência fundamental em serie com o integrador/derivador da impedância virtual. Outra possibilidade é a geração de um sinal em quadratura, que pode ser obtido por um simples atraso temporal no sinal de corrente, equivalente ao deslocamento de fase de

⁷ Desconsiderando a questão do compartilhamento de harmônicos.

90 graus desejado, ou pela utilização de PLLs⁸ que geram sinais em quadratura (MATAS et al., 2010).

Alguns métodos de controle de conversores no sistema síncrono $dq0$ incorporam uma malha de desacoplamento entre os eixos direto e em quadratura que pode ser compreendido como uma implementação de impedância virtual na frequência fundamental (frequência síncrona da transformação $dq0$) (MILOSEVIC, 2004).

Tanto a impedância virtual quanto o controle de *droop* de amplitude compartilham da característica de queda de tensão em função da corrente de saída, o que levanta a questão de quão parecidas são estas duas abordagens e se ambas são equivalentes de alguma forma. Esta discussão será objeto do capítulo 3.

2.2.3 Implementação como Fonte de Potência

As técnicas de *droop* mostradas neste capítulo consideram o paralelismo de fontes controladas em tensão. No entanto, para fins estáticos de divisão de potência, algumas das fontes também poderiam atuar em modo de controle de potência, implementando a relação inversa do *droop* mostrada em (2.38).

$$P_i = P_{ref_i} - \frac{1}{k_i}(V - V_{ref}) \quad (2.38)$$

A implementação como fonte de tensão permite a regulação do barramento em um valor desejado, porém não torna possível a limitação, via saturação do *droop*, das potências injetadas. Por outro lado, a implementação com fonte de potência não garante uma regulação precisa da tensão do barramento (BRABANDERE, 2006).

2.3 SISTEMAS HÍBRIDOS

Sistemas híbridos são caracterizados por possuírem tanto barramentos CA quanto CC. A presença de barramentos em corrente alternada e contínua em um mesmo sistema requer a presença de conversores CA/CC, que realizam a conversão de energia entre os barramentos. No entanto, é desejável que a estratégia de divisão descentralizada de carga por meio das relações de *droop* também seja válida. Mais especificamente, é desejável que fontes no barramento CA possam participar

⁸ Phase-Locked Loop

da divisão de cargas CC, bem como fontes CC possam assumir parte da carga CA.

Este comportamento pode ser obtido ao controlar o conversor de interface CA/CC de modo a acoplar estaticamente os valores de tensão CC com amplitude ou frequência CA, dependendo do tipo de *droop* utilizado pelas fontes (MARYAMA et al., 2014).

2.3.1 Linhas Indutivas

Para linhas indutivas, o controle do conversor se dá de acordo com (2.39).

$$f_{ca} = k_h V_{cc} \quad (2.39)$$

Onde:

f_{ca} : Frequência da tensão CA

V_{cc} : Tensão CC

k_h : Relação de conversão

Para fins de características estáticas, o conversor pode, utilizando a relação demonstrada, controlar tanto a tensão CA quanto estar em modo de controle da tensão CC. Além disso, esta relação pode vir acompanhada de filtros que podem ser ajustados para a garantia de características dinâmicas desejáveis.

O efeito prático deste controle é que as variáveis acopladas se movem conjuntamente. Um aumento de carga CA faz com que a frequência do sistema decaia. Esta frequência é traduzida no lado CC por uma queda na tensão CC do conversor. As fontes CC enxergam esta queda de tensão e, por sua vez, contribuem com mais potência de acordo com o controle *droop*. Para o caso de uma variação de carga CC, a situação é análoga.

As fontes CA e CC podem, então, operar com suas respectivas relações de *droop*. Na prática, as fontes e cargas do sistema se comportam como se conectadas a um barramento único. Caso tomemos o barramento CA como referência, podemos caracterizar as fontes CC como participando da divisão de *droop* em função da frequência CA,

substituindo (2.39) em (2.10), resultando em (2.40).

$$\begin{aligned} V_{cc} &= V_{ref} - k\Delta P \\ \frac{f_{ca}}{k_h} &= \frac{f_{ca_{ref}}}{k_h} - k\Delta P \\ f_{ca} &= f_{ca_{ref}} - [k_h k]\Delta P \end{aligned} \quad (2.40)$$

Onde:

$k_h k$: Ganho de *droop* CA equivalente da fonte CC

Deste modo, as fontes CC podem ser incluídas na equação de divisão de potência CA (2.26), utilizando o ganho de *droop* modificado pelo ganho do conversor de interface.

A escolha do ganho k_h pode ser baseada nos valores nominais da tensão CC e frequência CA, como mostrado em (2.41).

$$k_h = \frac{f_{ref}}{V_{ref}} \quad (2.41)$$

Desta forma, variações relativas ao valor nominal de uma variável se traduzem em variações relativas ao valor nominal na outra variável.

A demanda reativa, sendo uma característica apenas de sistemas CA, não tem participação das fontes do barramento em corrente contínua. No entanto, o próprio conversor de interface entre os barramentos pode contribuir para o fornecimento de potência reativa implementando a relação de *droop* (2.20). Além disso, o lado CA poderia implementar naturalmente as mesmas abordagens de impedância virtual demonstradas para rede CA.

É importante ressaltar que a mesma dedução poderia ser realizada tendo como referência o barramento CC, substituindo a frequência/amplitude CA pela tensão CC de acordo com a relação de *droop* híbrido. Então, as fontes CA podem ser incluídas na equação de divisão de potência CC.

2.3.2 Linhas Resistivas

No caso de sistemas CA nos quais as linhas são predominantemente resistivas e as fontes implementam *droop* resistivo, no qual a

amplitude da tensão CA é relacionada com a potência ativa, o *droop* híbrido pode ser implementado de acordo com (2.42).

$$V_{ca} = k_h V_{cc} \quad (2.42)$$

Onde:

V_{ca} : Amplitude da tensão CA

V_{cc} : Tensão CC

k_h : Relação de conversão

Tal como no caso indutivo, o ganho k_h pode ser definido em função dos valores nominais das variáveis envolvidas:

$$k_h = \frac{V_{ca_{ref}}}{V_{cc_{ref}}} \quad (2.43)$$

Para linhas resistivas, esta técnica de controle de conversores, que relaciona as tensões CC com as amplitudes de tensão CA, pode ser interpretada como uma generalização de um transformador que trabalha com tensões de qualquer natureza, CA ou CC, realizando apenas uma função de elevação/abaixamento de tensão.

De fato, esta generalização dos conversores como transformadores não é inédita (ERICKSON, 2006). Considerando conversores ideais, esta técnica poderia ser empregada com o conversor em malha aberta, sem necessidade de controles de tensão adicionais⁹.

2.4 INFLUÊNCIA DA IMPEDÂNCIA DAS LINHAS

O objetivo deste capítulo é entender o impacto da impedância das linhas nas relações de divisão de potência previstas no capítulo 2. O estudo desenvolvido neste capítulo focará linhas predominantemente resistivas, típico de instalações de menor tensão onde microrredes podem ser implantadas. Não há outros trabalhos na literatura de conhecimento do autor que realizam tais deduções.

Devido à natureza distinta entre o *droop* de amplitude e de frequência, eles serão analisados separadamente a seguir.

⁹ Com algumas limitações na operação dadas pelos efeitos de não idealidades no sistema de conversão.

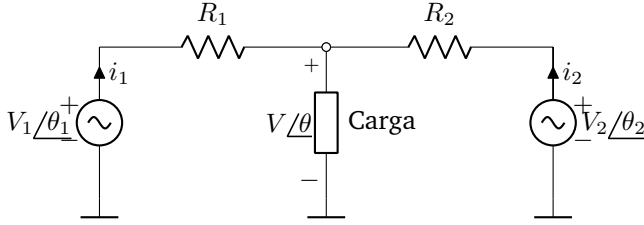


Figura 8 – Circuito equivalente do método *droop* de corrente.

2.4.1 Droop de Amplitude

Impedâncias de valor elevado nas linhas prejudicam a divisão de carga prevista pelo *droop*, fazendo com que ganhos maiores sejam necessários para a obtenção das proporções previamente definidas.

Este efeito pode ser verificado considerando o sistema de duas fontes ilustrado na Figura 8.

Cada uma das fontes atua de acordo com as relações de *droop*:

$$V_i = V_{ref} - k_i(P_i - P_{ref_i}) \quad (2.44)$$

A potência fornecida pela fontes, considerando aproximação de pequenas diferenças angulares ($\cos(\theta_i - \theta)$ aproximadamente igual a 1), consiste em:

$$P_i = V_i i_i = V_i \left(\frac{V_i - V}{R_i} \right) \quad (2.45)$$

Substituindo (2.44) na parcela de corrente em (2.45), a relação equivalente de *droop* em relação ao barramento de carga V se torna:

$$\Delta V = V_{ref} - V = \left(\frac{R_i}{V_i} + k_i \right) P_i - k_i P_{ref} \quad (2.46)$$

Colocando em termos de P_i :

$$P_i = \frac{\Delta V}{\left(\frac{R_i}{V_i} + k_i \right)} + \frac{k_i P_{ref}}{\left(\frac{R_i}{V_i} + k_i \right)} \quad (2.47)$$

Podemos definir novas as grandezas influenciadas pela resistência das linhas:

$$\tilde{k}_i = \frac{R_i}{V_i} + k_i \quad (2.48)$$

$$\widetilde{P_{iref}} = \frac{k_i P_{iref}}{\left(\frac{R_i}{V_i} + k_i\right)} \quad (2.49)$$

Substituindo (2.49) e (2.48) em (2.47), temos:

$$P_i = \frac{\Delta V}{\widetilde{k_i}} + \widetilde{P_{iref}} \quad (2.50)$$

Considerando o balanço de potências do sistema com as duas fontes:

$$P_{load} = P_1 + P_2 \quad (2.51)$$

Podemos deduzir o excedente de potência a ser dividido pelas fontes, com influência das linhas:

$$\Delta \widetilde{P_{load}} = P_{load} - \widetilde{P_{1ref}} - \widetilde{P_{2ref}} \quad (2.52)$$

A queda de tensão no sistema em função do excedente de carga é dada por:

$$\Delta V = \frac{\Delta \widetilde{P_{load}}}{\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2}} \quad (2.53)$$

Enquanto que a potência entregue por cada fonte corresponde à:

$$P_i = \Delta \widetilde{P_{load}} \left(\frac{\frac{1}{k_i}}{\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2}} \right) + \widetilde{P_{iref}} \quad (2.54)$$

Onde:

$\left(\frac{\frac{1}{k_i}}{\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2}} \right)$: Proporção de divisão do excedente de carga considerando impedâncias da linha.

Podemos ver, portanto (principalmente em (2.47)), que $\frac{R_1}{V_1}$ se soma ao ganho k de *droop*, ocasionando um erro nas referências de potência e de compartilhamento do excedente de carga. Com $\frac{R_1}{V_1} \ll k$ temos a divisão de carga sem erros. Esta condição é obtida quando a resistência das linhas é baixa ou, caso contrário, com ganhos de *droop* altos, ocasionando grandes variações de tensão. Desta forma, existe um compromisso entre precisão da distribuição de cargas e qualidade da tensão, que pode cair abaixo dos valores considerados adequados para a operação do sistema.

2.4.2 Droop de Frequência

Considerando o mesmo sistema da Figura 8, as fontes implementam a equação de *droop* de frequência em função da potência reativa:

$$f_i = f_{ref} + k_i(Q_i - Q_{ref_i}) \quad (2.55)$$

Aplicando a transformada de Laplace e reescrevendo em função dos ângulos (ignorando condições iniciais):

$$\theta_i = \frac{f_{ref}}{s} + \frac{k_i}{s}(Q_i - Q_{ref}) \quad (2.56)$$

A potência reativa entregue pela fonte é dada por:

$$Q_i = -\frac{V_i V}{R_i}(\theta_i - \theta) = -\alpha(\theta_i - \theta) \quad (2.57)$$

Substituindo (2.56) em (2.57) temos:

$$Q_i = -\frac{\alpha}{s}(f_{ref} - k_i Q_i + k_i Q_{ref} - s\theta) \quad (2.58)$$

Rearranjando e isolando Q_i :

$$Q_i = -\frac{\alpha}{s - \alpha k_i}(f_{ref} - f) + \frac{\alpha k_i}{s - \alpha k_i}Q_{ref} \quad (2.59)$$

Considerando o teorema do valor final, temos, em regime permanente:

$$Q_i = -\frac{1}{k_i}(f_{ref} - f) + Q_{ref} \quad (2.60)$$

Ou seja, a relação estática do *droop* de frequência, em regime permanente, não sofre qualquer influência das impedâncias de linha, portanto os erros de potência de referência e de divisão de potência entre fontes é sempre nulo (compare com o resultado para o *droop* de amplitude, em (2.47)). Além disso, vemos que a relação de *droop* resultante referencia a frequência na barra de carga, tal como a premissa levantada em (2.22). Uma possível explicação para tal seria devido ao fato de o *droop* de frequência consistir em um controle integral sobre as diferenças angulares, atuando independentemente de impedâncias de linhas.

2.4.3 Linhas Indutivas

O desenvolvimento realizado acima, para linhas resistivas, também é válido para linhas predominantemente indutivas, bastando-se apenas: (i) Considerar o controle *droop* de amplitude relacionado com a potência reativa; (ii) Considerar o controle *droop* de frequência relacionado com a potência ativa e (iii) Considerar a reatância indutiva no lugar da resistência das linhas.

2.5 CONCLUSÃO

Neste capítulo foi apresentado o funcionamento das diversas técnicas de *droop* para divisão de potência ativa e reativa entre fontes em corrente contínua e corrente alternada, bem como evidenciados fatores que interferem no bom funcionamento destes métodos. Nos próximos capítulos, uma nova interpretação dos métodos será apresentada, seguida da aplicação do controle *droop* em diversas situações representando casos reais de microrrede.

3 INTERPRETAÇÃO EM COORDENADAS RETANGULARES

No capítulo 2 foram mostrados métodos de divisão de potência utilizando as técnicas de *droop* de amplitude e de frequência. Para as técnicas em corrente contínua, o *droop* consistia numa resistência virtual de saída. Em sistemas de corrente alternada, a característica de queda de tensão em função da corrente também se mostra presente. As correntes derivadas das medições de potência ativa e reativa, no entanto, não correspondem à corrente total, mas sim apenas a uma parcela de corrente em fase e em quadratura, respectivamente, com a tensão do ponto de medição.

Essa característica de quedas de tensão em função de correntes em fase ou em quadratura com a tensão, para sistemas CA, sugere uma abordagem de análise do sistema completo em componentes em fase e quadratura (ou forma retangular, considerando fasores), desconhecida pelo autor na literatura.

O objetivo deste capítulo é, portanto, investigar a interpretação do controle *droop* em coordenadas retangulares, explorar o significado do mesmo neste novo sistema de coordenadas e identificar novas possibilidades de controle.

3.1 EIXOS DIRETO E EM QUADRATURA

Um sinal senoidal com uma defasagem angular arbitrária sempre pode ser representado por meio de amplitudes de dois sinais senoidais em quadratura, de acordo com a seguinte identidade trigonométrica:

$$\begin{aligned} \cos(\omega t + \theta) &= A\cos(\omega t) - B\sin(\omega t) \\ A &= \cos(\theta) \\ B &= \sin(\theta) \end{aligned} \tag{3.1}$$

Onde:

A : Componente em fase com ωt

B : Componente em quadratura (adiantado) com ωt

Os sinais $\cos(\omega t)$ e $-\sin(\omega t)$ formam uma base ortogonal com o segundo eixo adiantado 90 graus em relação ao primeiro (a definição por \cos e $-\sin$ é arbitrária, quaisquer dois sinais senoidais defasados de 90 graus podem servir como base).

Os vetores nesta base podem ser representados por meio de um número complexo $A + jB$. Na equação, j corresponde à unidade imaginária, que representa uma rotação (avanço) de 90 graus no plano complexo, ou seja, alinhado com a interpretação das bases ortogonais supracitadas. Esta forma complexa de representação de sinais senoidais é a base da teoria de fasores (STEINMETZ, 1893) e pode ser derivada reescrevendo (3.1) em função de exponenciais complexas como mostrado em (3.2)¹.

$$\begin{aligned}
 \cos(\omega t + \theta) &= A \cos(\omega t) - B \sin(\omega t) \\
 &= A \left[\frac{e^{j\omega t} + e^{-j\omega t}}{2} \right] - B \left[\frac{e^{j\omega t} - e^{-j\omega t}}{2j} \right] \\
 &= A \left[\frac{e^{j\omega t} + e^{-j\omega t}}{2} \right] + jB \left[\frac{e^{j\omega t} - e^{-j\omega t}}{2} \right] \quad (3.2) \\
 &= (A + jB) \left[\frac{e^{j\omega t}}{2} \right] + (A - jB) \left[\frac{e^{-j\omega t}}{2} \right] \\
 &= \operatorname{Re}[(A + jB)e^{j\omega t}]
 \end{aligned}$$

Além disso, pode-se demonstrar que estas componentes também correspondem àquelas de eixo direto d e quadratura q da transformação $dq0$ (PARK, 1933)². Tanto a abordagem fasorial (ao desconsiderar, em regime permanente, a componente variante no tempo $e^{j\omega t}$) quanto a transformação $dq0$ (rotação do sistema de coordenadas) lidam apenas com variações a partir de um referencial síncrono.

Neste trabalho as componentes de eixo direto e quadratura, em (3.1), serão representadas na notação complexa $X_d + jX_q$, onde as componentes X_d e X_q consistem nos valores eficazes (RMS) das amplitudes das componentes direta e em quadratura.

3.2 FLUXO DE POTÊNCIA RETANGULAR

O sistema representado na Figura 7³ pode ser escrito em função de uma referência girante de acordo com a transformação de Park, resultando no sistema ilustrado pela Figura 9.

¹ A operação que retorna a parte real de um número imaginário X é definida como metade da soma de X com seu conjugado complexo.

² Ver apêndice A.

³ Nesta seção, a tensão V será referida como V_2 e o ângulo da tensão V não necessariamente será zero.

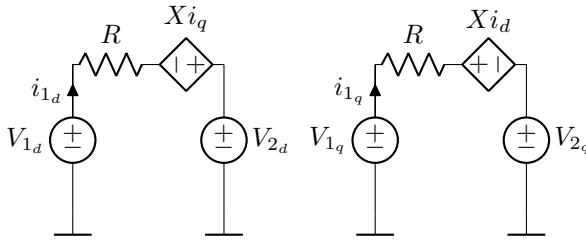


Figura 9 – Sistemas de corrente alternada em forma retangular.

3.2.1 Impedâncias

A presença de reatâncias na linha gera um acoplamento entre os circuitos de eixo direto e quadratura, com quedas de tensão dependentes de correntes no outro circuito, como mostrado em (3.3), considerando uma impedância puramente reativa.

$$\begin{aligned}
 V &= Zi \\
 V_d + jV_q &= jX(i_d + ji_q) \\
 &= -Xi_q + jXi_d
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

Resistores, por outro lado, geram quedas de tensão proporcionais às correntes do próprio circuito (portanto, desacopladas), como mostrado em (3.4).

$$\begin{aligned}
 V_d + jV_q &= R(i_d + ji_q) \\
 &= Ri_d + jRi_q
 \end{aligned} \tag{3.4}$$

3.2.2 Aproximação de pequenos ângulos

Se considerarmos a tensão da fonte 2 (na Figura 9) como referência angular, temos $V_{2_q} = 0$. Isto equivale a considerar V_2 como fasor de ângulo zero ou a utilizá-la como tensão de referência da transformação de rotação de Park.

A partir dessas considerações, temos, consequentemente:

$$\begin{aligned}
 V_{1_d} &= V_1 \cos(\theta_1) \\
 V_{1_q} &= V_1 \sin(\theta_1)
 \end{aligned} \tag{3.5}$$

A aproximação de pequenos ângulos ($\cos(\theta) \approx 1$ e $\sin(\theta) \approx \theta$) resulta em:

$$\begin{aligned} V_{1_d} &\approx V_1 \\ V_{1_q} &\approx V_1 \theta_1 \end{aligned} \quad (3.6)$$

Isto é, a amplitude da tensão é aproximadamente igual à tensão de eixo direto, enquanto que a tensão em quadratura aumenta em função da diferença angular, sendo nula para tensões em fase.

3.2.3 Potências

A potência (monofásica) entregue pela fonte 1 pode ser definida de acordo com (3.7)⁴.

$$\begin{aligned} P_1 + jQ_1 &= VI^* \\ &= (V_d + jV_q)(i_d - ji_q) \\ &= (V_d i_d + V_q i_q) + j(V_q i_d - V_d i_q) \end{aligned} \quad (3.7)$$

Considerando um sistema no qual as linhas tem parcelas resistivas e reativas, ilustrado pela Figura 9, considerando a fonte 2 como referência angular (isto é, $V_{2_q} = 0$), as expressões para as correntes de eixo direto e quadratura são dadas por (3.8).

$$\begin{aligned} i_d &= \left[\frac{X}{R^2 + X^2} \right] V_{1_q} + \left[\frac{R}{R^2 + X^2} \right] (V_{1_d} - V_{2_d}) \\ i_q &= \left[\frac{R}{R^2 + X^2} \right] V_{1_q} - \left[\frac{X}{R^2 + X^2} \right] (V_{1_d} - V_{2_d}) \end{aligned} \quad (3.8)$$

3.2.4 Linhas Resistivas

Com linhas resistivas, considerando X igual a zero em (3.8), temos as seguintes expressões para as correntes:

$$\begin{aligned} i_{1_d} &= \frac{V_{1_d} - V_{2_d}}{R} \\ i_{1_q} &= \frac{V_{1_q}}{R} \end{aligned} \quad (3.9)$$

⁴ Para sistemas trifásicos, temos o triplo da potência monofásica. Além disso, considerando o valor de amplitude em vez do valor eficaz, temos um fator de $1/\sqrt{2}$ para cada variável. Considerando estas duas diferenças, chegamos no fator $3/2$ comumente utilizado no cálculo das potências dq0.

Substituindo (3.9) em (3.7), temos:

$$\begin{aligned} P_1 &= V_{1_d} \left(\frac{V_{1_d} - V_{2_d}}{R} \right) + V_{1_q} \left(\frac{V_{1_q}}{R} \right) \\ Q_1 &= -V_{1_q} \left(\frac{V_{2_d}}{R} \right) \end{aligned} \quad (3.10)$$

Dado que tipicamente V_{1_q} é pequeno para pequenas aberturas angulares, o termo $V_{1_q}^2$ pode ser desprezado da parcela de potência ativa.

Dessa forma:

$$\begin{aligned} P_1 &\approx V_{1_d} \left(\frac{V_{1_d} - V_{2_d}}{R} \right) = V_{1_d} i_{1_d} \\ Q_1 &= -V_{1_q} \left(\frac{V_{2_d}}{R} \right) = -V_{2_d} i_{1_q} \end{aligned} \quad (3.11)$$

Esta forma retangular permite realizar algumas observações importantes:

- A potência ativa depende primordialmente da diferença de tensão em eixo direto, dessa forma podendo ser controlado por meio da tensão V_{1_d} .
- A potência reativa, por sua vez, depende da tensão em quadratura V_{1_q} .
- A parcela de potência ativa dependente da tensão em quadratura $V_{1_q}^2$, que foi desprezada, consiste numa influência da tensão V_{1_q} na potência ativa resultante. Dessa forma, parece ser ideal minimizar V_{1_q} .
- V_{1_q} , que é controlado para atingir determinada potência reativa, pode ser minimizado diminuindo a resistência de eixo em quadratura⁵.

⁵ Este fato pode ser observado pelo circuito equivalente de eixo em quadratura visto na Figura 9. A possibilidade de impedâncias individuais e diferentes para cada um dos eixos é mostrada mais a frente.

3.2.5 Linhas Indutivas

Para linhas indutivas, considerando R igual a zero em (3.8), temos as seguintes expressões para as correntes:

$$\begin{aligned} i_{1d} &= \frac{V_{1q}}{X} \\ i_{1q} &= -\frac{V_{1d} - V_{2d}}{X} \end{aligned} \quad (3.12)$$

As potências ativa e reativa resultam em:

$$\begin{aligned} P_1 &= V_{1q} \left(\frac{V_{2d}}{X} \right) \\ Q_1 &= V_{1q} \left(\frac{V_{1q}}{X} \right) + V_{1d} \left(\frac{V_{1d} - V_{2d}}{X} \right) \end{aligned} \quad (3.13)$$

Analogamente ao caso de linhas resistivas, na potência reativa em (3.13), a parcela relacionada à V_{1q}^2 pode ser desprezada. Desta forma, as potências podem ser aproximadas por:

$$\begin{aligned} P_1 &= V_{2d} \left(\frac{V_{1q}}{X} \right) = V_{2d} i_{1d} \\ Q_1 &\approx V_{1d} \left(\frac{V_{1d} - V_{2d}}{X} \right) = -V_{1d} i_{1q} \end{aligned} \quad (3.14)$$

Podemos verificar que, em relação ao caso resistivo, as relações praticamente se invertem. Além disso, os resultados estão de acordo com aqueles desenvolvidos na forma polar, com a potência ativa dependendo de V_{1q} (que tem relação direta com θ) e a potência reativa dependendo da amplitude das tensões.

3.2.6 Droop como Impedância Virtual de Eixo Direto

Os esquemas de inclusão de uma impedância virtual de saída via controle, descritos na seção 2.2.2.1, equivalem à adição de impedâncias tanto em eixo direto quanto em quadratura, tais como a modelagem realizada de resistores e indutores em (3.4) e (3.3) respectivamente. Alguns trabalhos na literatura fazem o projeto de impedâncias virtuais de saída utilizando componentes no sistema síncrono $dq0$ (MILOSEVIC, 2004; GUAN et al., 2016). No entanto, de conhecimento do

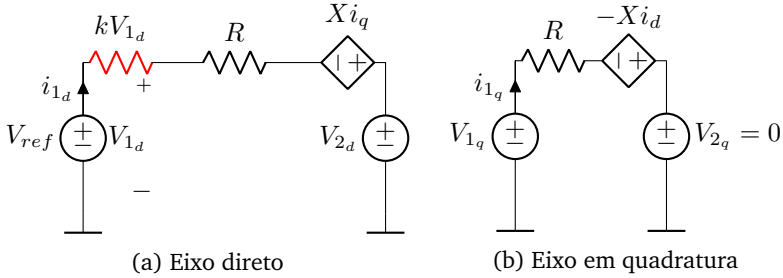


Figura 10 – Sistema com *droop* em forma retangular equivalente.

autor, não existe na literatura nenhum trabalho que aborde a utilização de impedâncias em apenas um dos eixos.

Para verificarmos como o *droop* pode ser considerado como uma impedância virtual apenas de eixo direto, podemos partir do sistema da Figura 9. Considerando a relação (3.6), no qual substituímos a amplitude V_1 pela relação do droop de amplitude (considerando, como exemplo, o caso de linhas resistivas) em (2.32), chegamos em:

$$\begin{aligned} V_{1d} &= V_1 = (V_{ref} - kP_1) \\ V_{1q} &= V_1\theta_1 = V_{1d}\theta_1 \end{aligned} \quad (3.15)$$

Realizando a substituição de P_1 pelas deduções obtidas em (3.11):

$$\begin{aligned} V_{1d} &= V_{ref} - [kV_{1d}]i_{1d} \\ V_{1q} &= V_{1d}\theta_1 \end{aligned} \quad (3.16)$$

O *droop* de amplitude, em coordenadas polares, pode ser interpretado como uma impedância de saída resistiva apenas de eixo direto, diferindo de utilização de resistores virtuais de saída. Isto se deve ao fato de que não há qualquer interferência das correntes provenientes de potências reativas na tensão de saída. Esta interpretação do controle *droop* como impedância de eixo direto é ilustrada na Figura 10.

Uma consequência da interpretação do *droop* como impedância apenas de eixo direto consiste em obtermos, via implementação de controle, impedâncias diferentes nos eixos direto e em quadratura.

Não há uma interpretação, a princípio, para o *droop* de frequência como algum tipo de impedância virtual, já que o *droop* se dá em função da frequência, derivada do ângulo e consequentemente derivada da tensão V_{1q} . Desta forma, o *droop* de frequência será visto

apenas como um controle integral sobre a tensão em quadratura do sistema em função do erro de potência reativa.

Pode-se, portanto, interpretar tanto as relações de *droop* quanto as técnicas de impedância virtual por meio das impedâncias equivalentes adicionadas nos circuitos de eixo direto e quadratura, constituindo-se assim um arcabouço único para a análise dos efeitos de cada técnica aplicada ao problema de divisão de potência.

3.2.7 Compensação de Linhas em Eixo Direto

Na seção anterior foi demonstrado que o controle *droop* de amplitude pode ser visto como uma impedância virtual (emulada via controle) de eixo direto. Na prática, pode-se emular não somente resistências mas também reatâncias de eixo direto, de modo que o sistema resultante tenha impedâncias diferentes em relação aos eixos direto e em quadratura, tal como ilustrado pelo sistema da Figura 11, com as componentes de impedância das linhas identificadas individualmente nos circuitos de eixo direto (R_d e X_d) e quadratura (R_q e X_q).

Uma forma de se mitigar os efeitos da impedância das linhas em sistemas controlados via *droop* é a compensação, via controle, utilizando impedâncias virtuais negativas. Nesta seção será demonstrado que esta compensação não precisa necessariamente ser realizada por meios dos métodos tradicionais de implementação de impedância virtual (que utilizam uma realimentação da corrente instantânea de saída), podendo, em vez disso, ser incorporada utilizando o controle de *droop* em amplitude já previamente estabelecido em conjunto das medições de potência ativa e reativa já normalmente obtidas pela fonte, de modo a realizar a compensação apenas em eixo direto.

A seguir esta abordagem será analisada. Para este sistema, as expressões para as correntes de eixo direto e quadratura são dadas por (3.17).

$$\begin{aligned} i_d &= \left[\frac{X_d}{R_d R_q + X_d X_q} \right] V_{1q} + \left[\frac{R_q}{R_d R_q + X_d X_q} \right] (V_{1d} - V_{2d}) \\ i_q &= \left[\frac{R_d}{R_d R_q + X_d X_q} \right] V_{1q} - \left[\frac{X_q}{R_d R_q + X_d X_q} \right] (V_{1d} - V_{2d}) \end{aligned} \quad (3.17)$$

A substituição de (3.17) em (3.7) resulta em (3.18) e (3.19), uma forma mais geral das equações derivadas anteriormente para li-

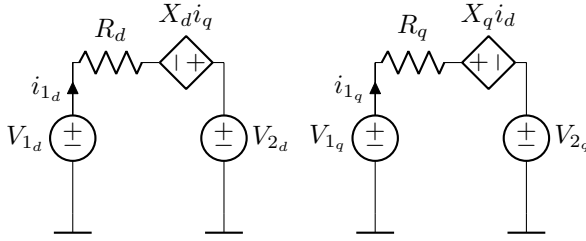


Figura 11 – Sistemas de corrente alternada em forma retangular, identificando as impedâncias em eixo direto e quadratura.

nhas resistivas e indutivas.

$$\begin{aligned}
 P = & \left[\frac{R_d}{R_d R_q + X_d X_q} \right] V_{1_q}^2 \\
 & + \left[\frac{R_q}{R_d R_q + X_d X_q} \right] V_{1_d} (V_{1_d} - V_{2_d}) \\
 & + \left[\frac{X_d}{R_d R_q + X_d X_q} \right] V_{1_d} V_{1_q} \\
 & - \left[\frac{X_q}{R_d R_q + X_d X_q} \right] V_{1_q} (V_{1_d} - V_{2_d})
 \end{aligned} \tag{3.18}$$

$$\begin{aligned}
 Q = & \left[\frac{R_d}{R_d R_q + X_d X_q} \right] V_{1_d} V_{1_q} \\
 & - \left[\frac{R_q}{R_d R_q + X_d X_q} \right] V_{1_q} (V_{1_d} - V_{2_d}) \\
 & + \left[\frac{X_d}{R_d R_q + X_d X_q} \right] V_{1_q}^2 \\
 & + \left[\frac{X_q}{R_d R_q + X_d X_q} \right] V_{1_d} (V_{1_d} - V_{2_d})
 \end{aligned} \tag{3.19}$$

Uma vez que o controle *droop* consiste na adição de uma impedância virtual via controle em eixo direto, uma possibilidade adicional consiste na utilização do mesmo princípio para a inclusão de impedâncias negativas que visam compensar o efeito de impedâncias presentes nas linhas do sistema, como, por exemplo, reatâncias indutivas de eixo direto (X_d).

Considerando a eliminação da parcela X_d em (3.18) e (3.19), temos:

$$\begin{aligned}
 P &= \left[\frac{1}{R_q} \right] V_{1_q}^2 \\
 &+ \left[\frac{1}{R_d} \right] V_{1_d} (V_{1_d} - V_{2_d}) \\
 &- \left[\frac{X_q}{R_d R_q} \right] V_{1_q} (V_{1_d} - V_{2_d})
 \end{aligned} \tag{3.20}$$

$$\begin{aligned}
 Q &= \left[\frac{1}{R_q} \right] V_{1_d} V_{1_q} \\
 &- \left[\frac{1}{R_d} \right] V_{1_q} (V_{1_d} - V_{2_d}) \\
 &+ \left[\frac{X_q}{R_q R_d} \right] V_{1_d} (V_{1_d} - V_{2_d})
 \end{aligned} \tag{3.21}$$

Considerando as seguintes premissas:

- $|R_q| \approx |R_d| \Rightarrow |X_q|^6$
- $V_{1_q} \ll V_{1_d}$

Então, para a potência ativa em (3.20), temos como resultado (3.22), semelhante a (3.11).

$$P \approx \frac{V_{1_d} (V_{1_d} - V_{2_d})}{R_d} \tag{3.22}$$

Podemos ver, portanto, que a compensação de reatâncias nas linhas pode ser realizada em eixo direto.

Considerando o *droop* para linhas resistivas mostrado em (2.32), uma forma de realizar compensação para diminuir o efeito de reatâncias nas linhas é adicionar parcelas reativas no *droop* de amplitude em função das correntes em quadratura, que podem ser obtidas (considerando aproximação de pequenos ângulos) por meio da divisão da potência reativa pela amplitude de tensão. Esta abordagem resulta na

⁶ Em linhas de distribuição, a relação $\frac{X}{R}$ não é elevada.

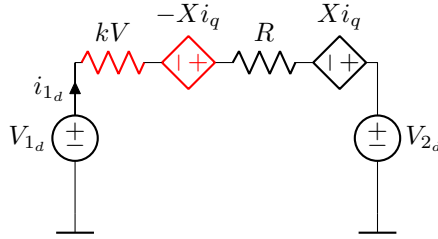


Figura 12 – Droop com compensação de reatâncias em eixo direto.

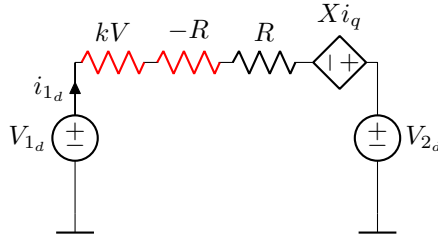


Figura 13 – droop com compensação de resistências em eixo direto.

equação de *droop* de amplitude em (3.23). O sistema equivalente é ilustrado na Figura 12.

$$V_i = V_{ref_i} - k_{p_i}(P_i - P_{ref_i}) - \frac{X}{V_i}Q_i \quad (3.23)$$

A compensação de impedâncias em eixo direto também pode ser utilizada para compensação de resistências na linha, demonstrado em (3.24) e ilustrado na Figura 13.

$$V_i = V_{ref_i} - k_{p_i}(P_i - P_{ref_i}) + \frac{R}{V_i}P_i \quad (3.24)$$

Ao diminuir R_d , as premissas consideradas para a obtenção de (3.22) se tornam ainda mais válidas (a parcela dividindo R_d se torna mais importante) e o efeito da impedância das linhas na divisão de carga, mostrado na seção 2.4, é mitigado.

Por outro lado, na potência reativa em (3.21), existe um acoplamento devido à impedância X_q que não foi compensada. No entanto, como visto na seção 2.4, as impedâncias de linha teoricamente não influenciam os resultados do controle de *droop* de frequência.

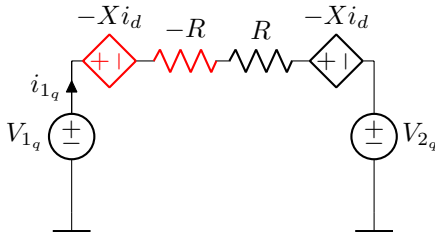


Figura 14 – Compensação de impedância de eixo em quadratura

3.2.8 Compensação de Linhas de Eixo em Quadratura

A compensação de linhas, se realizada também no eixo em quadratura, tem a vantagem de eliminar o efeito das parcelas dependentes de X_q em (3.18) e (3.19), tornando o sistema mais semelhante ao caso de linhas resistivas.

Além disso, podemos inferir que, caso a resistência de eixo em quadratura diminua em (3.10), é necessário um menor valor de V_{1q} para um mesmo nível de potência reativa, desta forma diminuindo os impactos na potência ativa. Em termos da representação polar, em (3.6), isto significa que é necessário um menor ângulo de tensão para um dado valor de fornecimento de potência reativa, garantindo a premissa de pequenos ângulos.

Isto pode ser realizado por meio de uma impedância virtual em quadratura negativa, que pode ser implementada somando uma tensão em quadratura com aquela do controle *droop*, seguindo (3.25) e ilustrado na Figura 14.

$$V_{1q} = +\frac{R}{V_1} Q_1 - \frac{X}{V_1} P_1 \quad (3.25)$$

3.3 CONCLUSÃO

Este capítulo procurou apresentar uma nova abordagem para estudo de fontes operando com controle *droop*, utilizando conceitos provenientes da abordagem fasorial e da transformação de Park. Este estudo permite visualizar mais claramente a relação entre o controle *droop* e as impedâncias do sistema, investigando o impacto de alterações nas impedâncias de eixo direto e quadratura de forma individual.

Como resultado, foi descoberta a possibilidade de boa diminuição dos erros de divisão de carga realizando a compensação das im-

pedâncias do sistema de eixo direto apenas, por meio da utilização de estruturas de controle análogas ao controle *droop*. Estes desenvolvimentos serão simulados em alguns casos de microrredes no próximo capítulo.

4 ESTUDO DE CASO: SISTEMAS CA

Os métodos de divisão de potência descritos no capítulo 2 serão aplicados a um caso de estudo e os resultados serão verificados por meio de simulações. Será analisado o comportamento dos algoritmos de *droop* em fontes pertencentes a uma microrrede tanto em modo conectado quanto em modo ilhado.

4.1 LABORATÓRIO DE MICRORREDES

O laboratório de microrredes da Universidade Federal de Santa Catarina é produto de um projeto de P&D ANEEL financiado pela empresa Engie Brasil Energia (antiga Tractebel Energia) e executado em conjunto pelo Instituto de Eletrônica de Potência (INEP), pela Fundação Centros de Referência em Tecnologias Inovadoras (Fundação CERTI) e pela empresa de conversores estáticos Supplier Indústria e Comércio de Eletro-eletrônicos.

A microrrede instalada conta com diversas fontes de energia distribuídas, carga, armazenamento e sistemas de controle centralizado e descentralizados. Um esquema geral da mesma pode ser visto na Figura 15.

As fontes renováveis consistem em 20 kW pico instalados de módulos fotovoltaicos e um emulador de geração eólica de 11 kW. O sistema de armazenamento é composto por baterias de íon de lítio, totalizando uma capacidade de 11 kWh.

O laboratório conta com um emulador de microturbina a gás (30 kW), desenvolvido no âmbito do projeto, composto por dois inversores CA em configuração *back-to-back*¹, com fluxo de potência controlado por uma emulação das dinâmicas de uma microturbina real. A energia gerada emulada é proveniente de uma conexão com a rede de distribuição externa à microrrede.

Além disso, a microrrede é composta por barramentos em CA e CC, este último sendo o ponto de conexão dos componentes de geração renovável, armazenamento e cargas em corrente contínua. Um inversor realiza o acoplamento entre os barramentos. A parte CA possui diferentes cargas com diferentes níveis de prioridade, das quais algumas podem ser descartadas em alguma situação de falta de geração no sistema.

¹ Dois inversores CC/CA com suas entradas CC conectadas entre si, consistindo num sistema com entrada CA e saída CA.

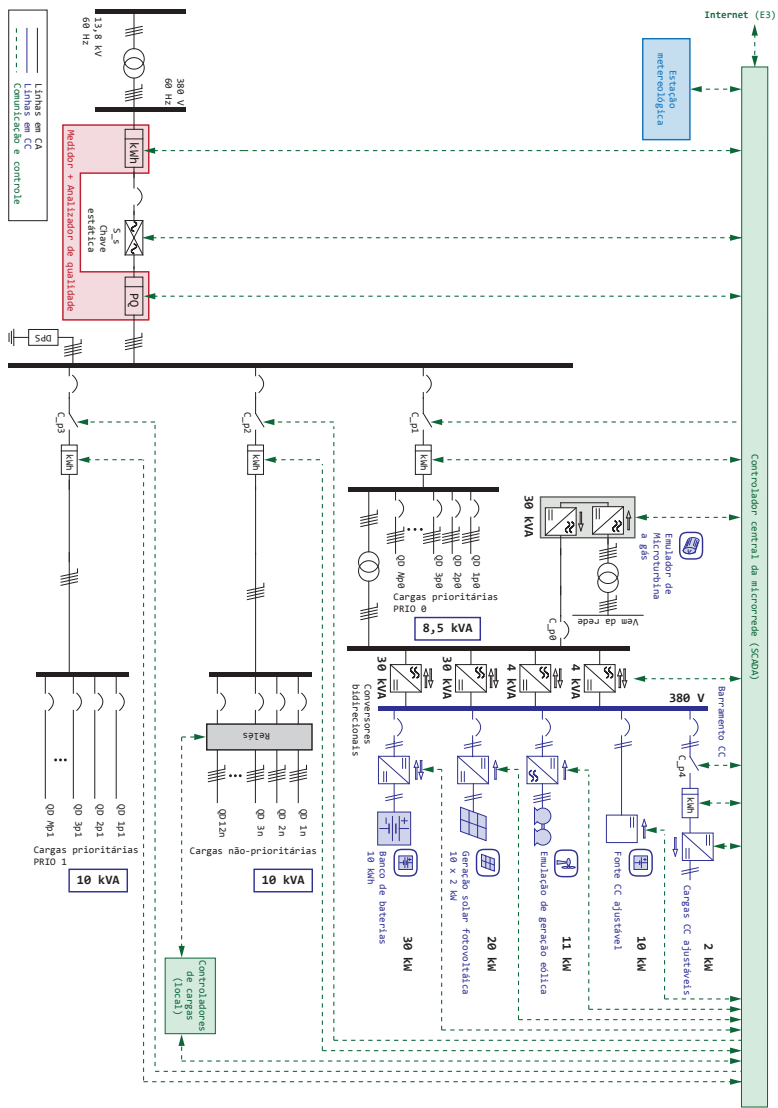


Figura 15 – Esquemático do laboratório de microrredes da UFSC

4.1.1 Controle da Microrrede

O controle da microrrede pode ser descomposto em três níveis: Controle primário, secundário e gerenciamento energético (também conhecido como despacho econômico).

O controle primário na microrrede descrita corresponde às relações de *droop* (conhecidas também como estatismo) implantadas em cada uma das fontes do sistema, sendo, portanto, um controle distribuído. As variações de carga são divididas entre as fontes de acordo com os ganhos de *droop*, ocasionando um desvio de amplitude e frequência do valor nominal.

O controle secundário (na literatura conhecido por Controle Automático de Geração ou *Load Frequency Control*) consiste na atuação das fontes de modo a reestabelecer os valores nominais de tensão e frequência. Isto é realizado por um controle centralizado, que ajusta as potências de referência de modo que a somatória das potências de referência seja igual à soma da potência entregue pelas fontes, obtida por meio de medição. Isto equivale a zerar o excedente de carga definido nas relações de *droop* mostradas no capítulo 2.

Outro objetivo do controle secundário consiste em zerar o erro de potência nas interligações. No caso da microrrede, a mesma pode ser considerada como uma área com uma interligação com a rede de distribuição. Nesse caso, o controle secundário também pode ajustar as potências de referência de modo a definir um valor pré-determinado de potência no ponto de conexão.

Por último, o gerenciamento energético busca definir a operação com menor custo econômico para a microrrede, levando em consideração características e restrições operativas individuais das fontes, cargas e outros componentes, bem como restrições sistêmicas tais como o atendimento à demanda, os requisitos de reserva e intercâmbios com a distribuidora de energia elétrica, por exemplo. Para atender um ou mais objetivos (minimizar custo econômico e/ou emissões) sujeitos a essa série de restrições, o gerenciamento energético é realizado com base na solução de um problema de otimização (MARYAMA et al., 2015; TENFEN, 2015).

Neste estudo de caso será dada atenção especial ao controle primário, especialmente quanto à divisão adequada de potências para variações de carga e ao seguimento das potências de referência.

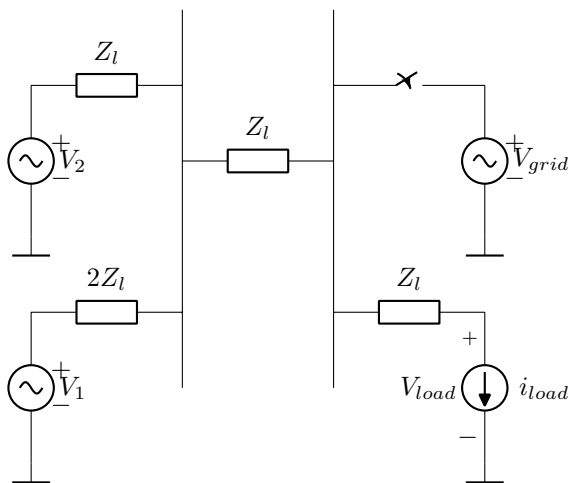


Figura 16 – Sistema considerado para simulações CA.

4.2 DESCRIÇÃO DA SIMULAÇÃO

Neste capítulo foram realizadas simulações com a biblioteca *SimPowerSystems*, com modelos executados na plataforma *MATLAB/Simulink*.

A topologia simplificada da microrrede apresentada pode ser vista na Figura 16, que será considerada para os resultados de simulação que serão demonstrados a seguir. Essa topologia proposta considera apenas duas fontes em corrente alternada. Casos considerando a rede híbrida serão abordados no próximo capítulo.

O sistema teste é composto por duas fontes CA em modo de controle de tensão, que podem representar a microturbina a gás e a bateria na microrrede. Na prática, essas fontes consistem em conversores estáticos de potência dotados de um filtro LCL de saída. As mesmas serão representadas por fontes de tensão ideais, considerando que a tensão no capacitor do filtro é perfeitamente controlada. As relações de *droop* são implementadas em função das medições de potência por fase. A tensão de referência consiste em 220 V de linha (127 V de fase).

Para a impedância das linhas Z_l , será considerada principalmente a parte resistiva, refletindo a instalação em baixa tensão do laboratório. No entanto, também serão considerados casos com reatâncias devido à possível influência das indutâncias nos filtros de saída

de conversores estáticos² e à presença de transformadores no sistema. A impedância da fonte 1 foi considerada como o dobro da impedância da fonte 2 para a verificação da influência de diferentes impedâncias entre fontes na divisão de cargas em modo ilhado.

A carga será modelada como potência constante. Será considerado 30 kVA de potência aparente máxima para a mesma. Considerando um fator de potência de carga de 0.8, temos 24 kW (8 kW por fase) e 18 kvar (6 kvar por fase) para as potências ativa e reativa respectivamente. Serão considerados degraus de zero até a carga nominal para as potências ativa e reativa, em momentos diferentes da simulação.

Pode-se definir os ganhos para as relações de *droop* de cada fonte com o auxílio de (2.35) e (2.36), considerando o pior caso com um degrau de carga nominal no sistema e com máximo desvio de amplitude de 10 V, mostrado em (4.1).

$$\left[\frac{1}{k_{p1}} + \frac{1}{k_{p2}} \right] = \frac{8000}{10} \quad (4.1)$$

Os ganhos serão concebidos de maneira a dividir igualmente as variações de carga entre as duas fontes. O cálculo dos ganhos de *droop* resultantes são mostrados em (4.2) (para potência ativa)

$$\begin{aligned} \frac{2}{k_p} &= \frac{8000}{10} \\ k_p &= \frac{1}{400} \end{aligned} \quad (4.2)$$

Para potência reativa, com máximo desvio de frequência de 1 Hz, o cálculo é mostrado em (4.3).

$$k_q = \frac{2}{6000} = \frac{1}{3000} \quad (4.3)$$

O sistema será avaliado em duas situações distintas: Em modo ilhado, apenas com as fontes internas e carga, e conectado à rede de distribuição, que será modelada como uma fonte de tensão com amplitude e frequência constantes (barra infinita). Em ambas as situações as fontes operam com exatamente o mesmo controle *droop* definido acima.

² Em conversores com filtros de saída LCL, a tensão de saída é controlada no capacitor e o sistema equivale a uma fonte de tensão com um indutor de saída.

t	P_{load}	Q_{load}	P_{1ref}	Q_{1ref}	P_{2ref}	Q_{2ref}
0 s	0	0	0	0	0	0
0.5 s	24 kW	0	0	0	0	0
1 s	24 kW	18 kvar	0	0	0	0
1.5 s	24 kW	18 kvar	24 kW	0	0	0
2 s	24 kW	18 kvar	24 kW	18 kvar	0	0

Tabela 1 – Variações de carga e referências realizadas nas simulações.

Em modo conectado, temos a rede elétrica como barra infinita. Nesta situação, idealmente as fontes em *droop* se comportam como potência constante, igual à referência desejada. A rede elétrica, então, assume todas as variações de carga. Neste modo, será avaliado principalmente o seguimento da potência de referência.

Em modo ilhado, será avaliada a precisão da divisão do excedente de potência entre as fontes. A influência das potências de referência também é importante e será igualmente avaliada, pois permite a redistribuição das potências de acordo com critérios estabelecidos por controladores de nível mais alto na microrrede.

Um resumo dos eventos pelos quais a simulação será composta é mostrado na Tabela 1, começando com um aumento da carga ativa e reativa, de forma sequencial, seguidos pela alteração da potência ativa e reativa (em sequência) de referência da fonte 1 de acordo com a carga. A seguir avaliaremos o comportamento do sistema com diversas situações de impedâncias das linhas da microrrede.

4.3 CASO 1: LINHAS RESISTIVAS DESPREZÍVEIS

Neste primeiro caso será considerado o caso ideal para a divisão de carga por *droop*, com impedâncias de linha praticamente desprezíveis. Nesta condição se pode esperar que a divisão de potência seja igual àquela prevista pelas equações desenvolvidas no capítulo 2. Não será considerada nenhuma indutância proveniente dos filtros de saída das fontes ou transformadores no sistema. A impedância considerada para as linhas (Z_l) será de 0,001 Ω .

4.3.1 Modo Conectado

Em modo conectado, os resultados para uma das fontes (fonte 1) são mostrados na Figura 17. Podemos observar que as potências ativa e reativa seguem com grande precisão os valores de referência

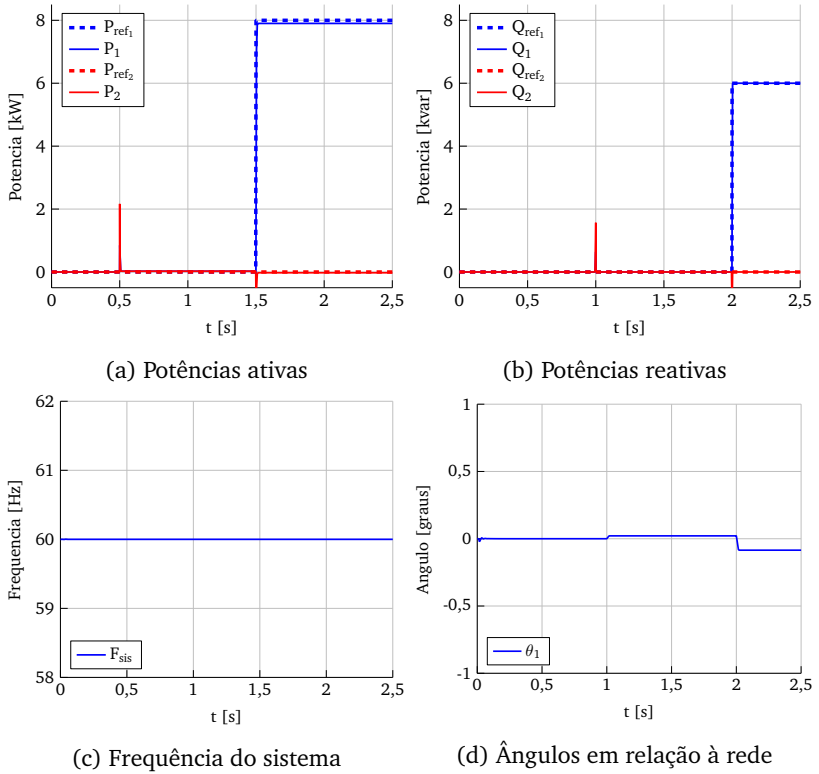


Figura 17 – Resultados de simulação para o caso 1, modo conectado.

desejados, corroborando com o comportamento esperado de fonte de potência constante. Além disso, pode-se observar que pequenas aberturas angulares (menores que $0,5^\circ$) são necessárias à transferência de potência.

4.3.2 Modo Ilhado

Os resultados para modo ilhado são mostrados na Figura 18. É possível verificar que a divisão de cargas fica em 50% para cada fonte, tal como esperado, com os desvios definidos de 10 V e 1 Hz para carga nominal. Devido à característica resistiva das linhas, a relação de *droop* de frequência tem ganho inverso ao normalmente utilizado para sistemas de potência, portanto a frequência (Figura 18f) aumenta para um aumento de carga.

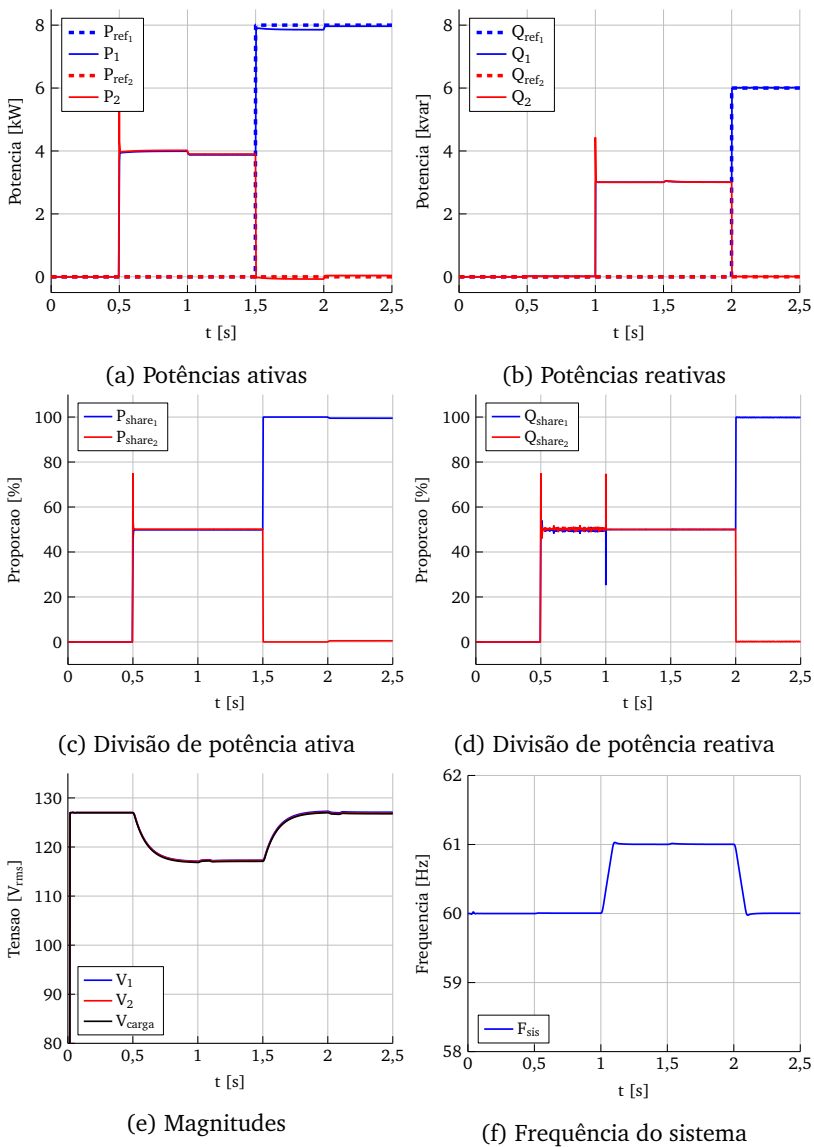


Figura 18 – Resultados de simulação para o caso 1, modo ilhado.

Um degrau na referência de potências ativa e reativa para a fonte 1 faz com que a mesma assuma a carga do sistema, resultando no retorno da tensão e da frequência para perto de seus valores nominais.

4.4 CASO 2: LINHAS RESISTIVAS

No caso de linhas resistivas não desprezíveis, podemos utilizar as relações desenvolvidas na seção 2.4 para estimar os erros de seguimento de referência em modo conectado e de divisão de potência em modo ilhado.

A impedância considerada para as linhas (Z_l) será de $0,01 \Omega$, ou seja, 10 vezes maiores que o caso anterior. Esta impedância corresponde a 10 m de cabos de BT de seção transversal 35 mm^2 (PRYSMIAN, 2016), tal como a instalação do laboratório de microrredes.

4.4.1 Modo Conectado

Para este sistema teste, temos os erros de seguimento de referência na Tabela 2³, com a variação de tensão considerada de 10 V para a carga nominal de potência ativa. Podemos ver que, para impedâncias acima de $0,01 \Omega$, temos um grande crescimento do erro de potência. A impedância equivalente entre fonte 1 e a rede de distribuição, no sistema considerado, é igual a $0,03 \Omega$. Com a impedância considerada para este caso, já temos erros significativos (na casa de 10 %) entre os valores desejados e reais para a potência ativa de referência. Além disso, como também comentado na seção 2.4, o *droop* de frequência opera com erro praticamente nulo independentemente das impedâncias do sistema.

Os resultados de simulação para modo conectado são mostrados na Figura 19. De acordo com a tabela, podemos esperar uma potência igual a 91,37 % daquela desejada para a fonte 1. A potência real é exibida no gráfico 19a. O valor final para a potência da fonte 1 é 7325 kW, equivalente à 91,56 % do valor previsto. Vemos, portanto, que as relações desenvolvidas para a estimação de erros devido à impedância das linhas resultam em valores próximos àqueles verificados em simulação. Como esperado, não há erros no seguimento de potência reativa, devido ao *droop* de frequência.

³ Um valor de 100% corresponde ao seguimento perfeito da referência. Um valor de 50% significa que para cada 1000 W de potência desejada, a fonte entrega apenas 500 W, consistindo em um erro considerável.

[V]	$R_{linha} [\Omega]$						
	0,5	0,1	0,05	0,03	0,01	0,005	0,001
1	5,97%	24,10%	38,84%	51,42%	76,05%	86,39%	96,95%
5	24,10%	61,35%	76,05%	84,11%	94,07%	96,95%	99,37%
10	38,84%	76,05%	86,39%	91,37%	96,95%	98,45%	99,69%
15	48,78%	82,65%	90,50%	94,07%	97,94%	98,96%	99,79%
20	55,95%	86,39%	92,70%	95,49%	98,45%	99,22%	99,84%

Tabela 2 – P (potência entregue pela fonte) em relação ao P_{ref} (potência desejada), resultante da influência das impedâncias, em função da queda de tensão permitida em carga nominal e da impedância das linhas.

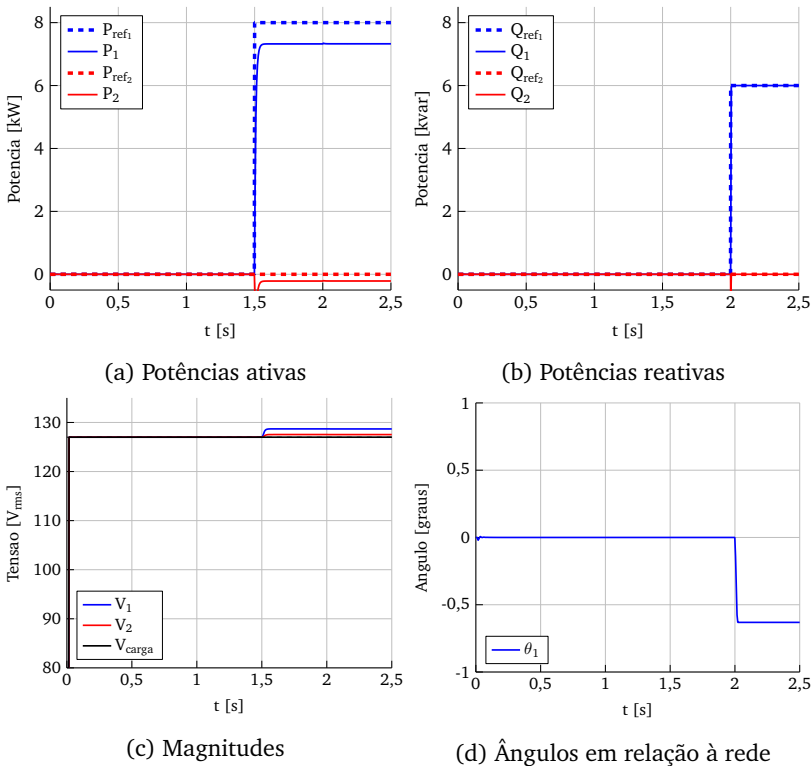


Figura 19 – Resultados de simulação para o caso 2, modo conectado.

4.4.2 Modo Ilhado

Os resultados para modo ilhado são mostrados na Figura 20.

Podemos ver que as impedâncias, que causaram impacto significativo para as referências de potência em modo conectado, não afetam com a mesma intensidade a divisão de potência entre as fontes em modo ilhado.

Há uma leve degradação nas potências esperadas e consequente proporção de divisão de carga devido às potências de referências (Figuras 20a e 20c). Na Figura 20e, vemos que as impedâncias começam a gerar maiores diferenças de tensão entre as barras. Como esperado, não há erros nem no seguimento nem na divisão de potência reativa, devido ao *droop* de frequência.

4.4.3 Compensação Resistiva em Eixo Direto

Pudemos ver que, no caso anterior, o seguimento da potência de referência em modo conectado foi o maior dos problemas encontrados.

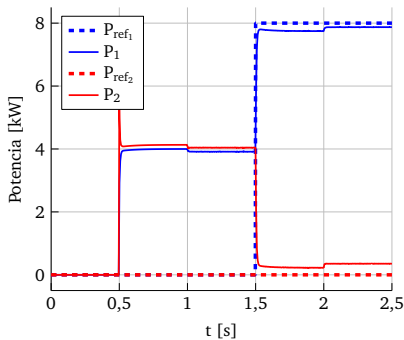
Para mitigar este inconveniente, pode-se utilizar uma estratégia de compensação de impedâncias no sistema. Como já discutido no capítulo 2, uma das possíveis abordagens é a utilização de impedâncias virtuais negativas. A seguir, no entanto, será demonstrada a utilização de compensação da resistência as linhas em eixo direto, adicionando uma parcela ao *droop* de modo a eliminar parte dos efeitos das impedâncias, tal como demonstrado no capítulo 3.

As relações de *droop* serão modificadas de modo a compensar as impedâncias até o barramento ao qual a rede elétrica da distribuição está conectada. Desta forma, baseando-se em (3.24), considerando uma compensação de $3Z_l$ para a fonte 1 e $2Z_l$ para a fonte 2 (valores correspondentes à impedância entre cada uma das fontes e a rede de distribuição), temos as relações de *droop* demonstradas em (4.4).

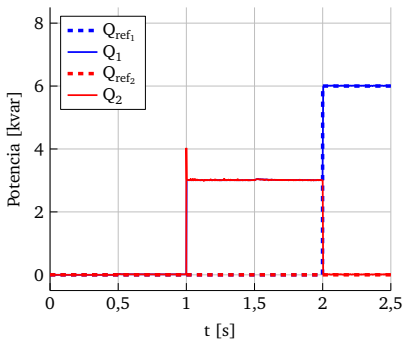
$$\begin{aligned} V_1 &= V_{ref1} - \frac{1}{400}(P_1 - P_{ref1}) + \frac{0,03}{V_1}P_1 \\ V_2 &= V_{ref2} - \frac{1}{400}(P_2 - P_{ref2}) + \frac{0,02}{V_1}P_2 \end{aligned} \quad (4.4)$$

Resultados de simulação podem ser vistos na Figura 21, para o modo conectado. Como esperado, temos um melhor seguimento da potência ativa de referência.

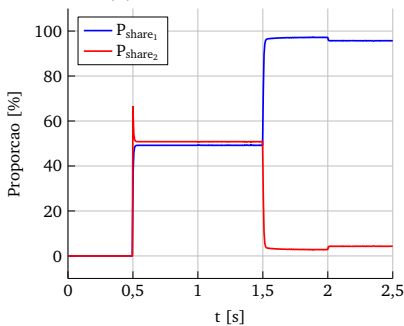
Em modo ilhado, para o qual resultados estão ilustrados na Figura 22, podemos também observar um melhor seguimento da potên-



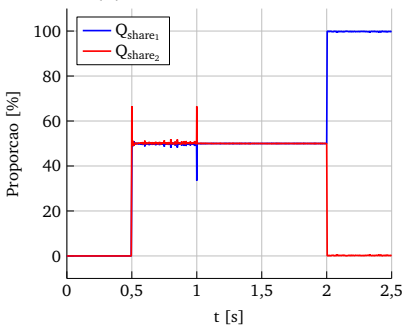
(a) Potências ativas



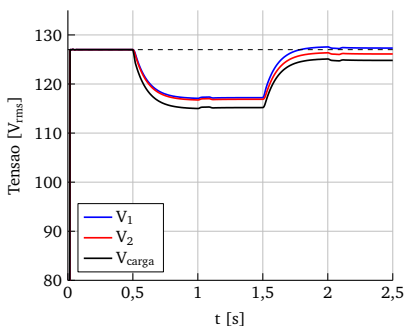
(b) Potências reativas



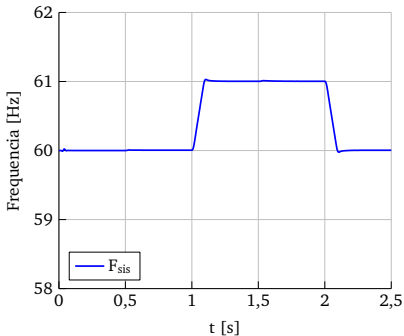
(c) Divisão de potência ativa



(d) Divisão de potência reativa



(e) Magnitudes



(f) Frequência do sistema

Figura 20 – Resultados de simulação para o caso 2, modo ilhado.

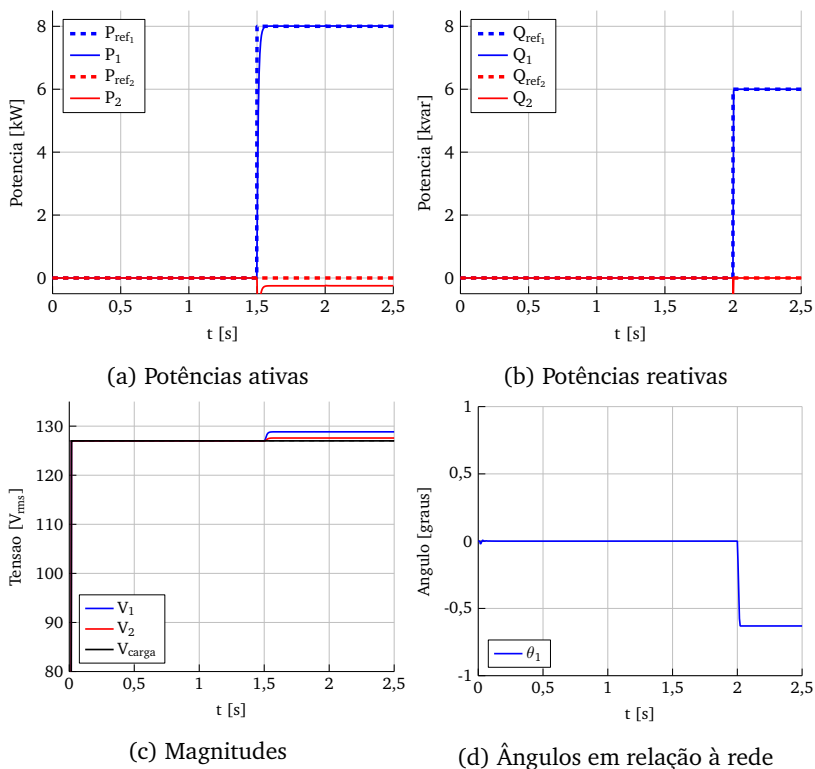


Figura 21 – Resultados de simulação para o caso 2, modo conectado, com compensação resistiva de eixo direto.

cia ativa de referência desejada, bem como notar, nas amplitudes, menores afundamentos de tensão e um restabelecimento mais próximo da tensão de referência, em comparação com o caso anterior, sem compensação.

4.4.4 Compensação Resistiva de Eixo em Quadratura

Podemos ver (comparando as Figuras 17d e 19d) que outro impacto das impedâncias das linhas é uma maior necessidade de aberturas angulares no sistema para uma dada transferência de potência reativa. Muitas das derivações realizadas neste trabalho consideram uma aproximação de abertura angular pequena como premissa base.

Embora as aberturas angulares tenham sido pequenas nos casos até aqui apresentados (e também como demonstrado no apêndice

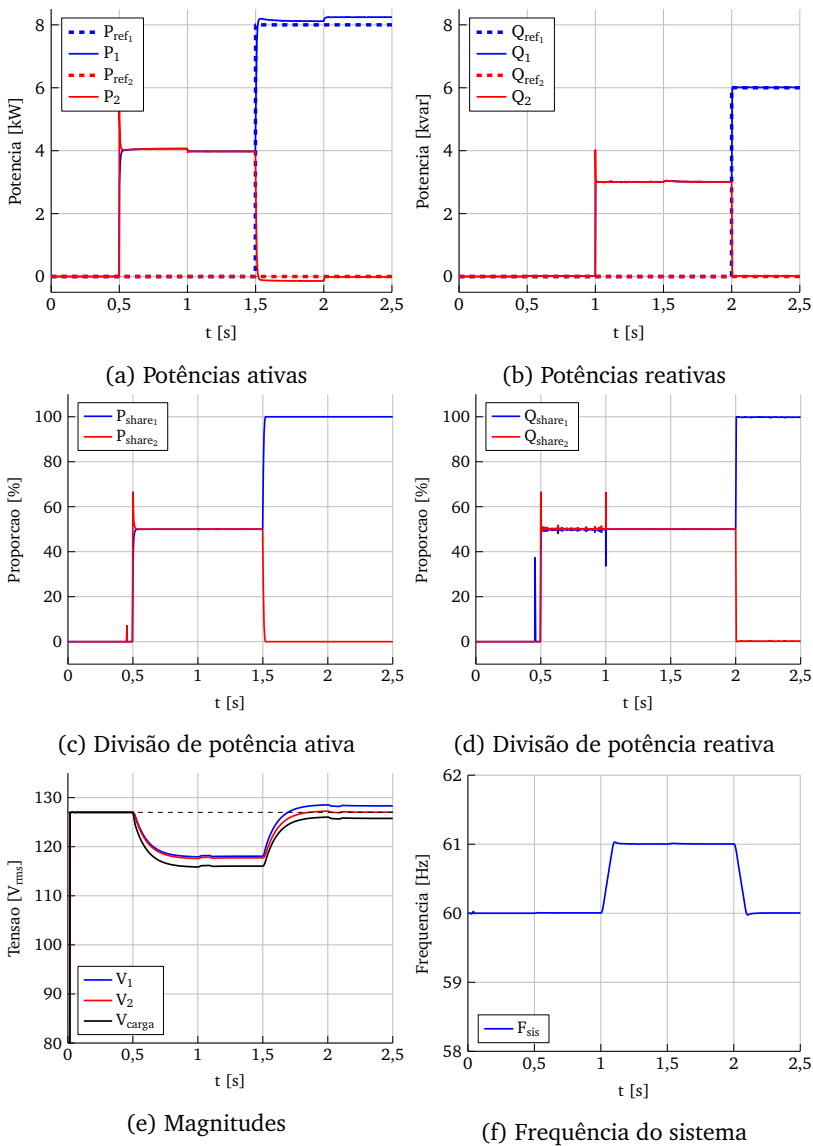


Figura 22 – Resultados de simulação para o caso 2, modo ilhado, com compensação resistiva de eixo direto.

B), pode-se estudar maneiras de garantir, via compensação de impedâncias, que estas aberturas não sejam demasiadamente grandes, tal como estudado no capítulo 3. Esta abordagem pode ser especialmente interessante em situações onde as impedâncias são ainda maiores.

Enquanto que nas seções anteriores as compensações foram realizadas em eixo direto (amplitude), desta vez utilizaremos uma compensação em eixo em quadratura, por meio da soma de uma tensão adiantada em 90° em relação à tensão de saída do *droop*, com amplitude definida por (4.5).

$$V_{1q} = + \frac{R_q}{V_1} Q_1 \quad (4.5)$$

Os resultados de simulação para modo conectado podem ser conferidos na Figura 23, em especial na Subfigura 23d. Podemos ver que o ângulo nos terminais da fonte permanecem iguais, no entanto o ângulo da tensão imediatamente antes da impedância virtual de quadratura, isto é, da tensão resultado apenas da relação de *droop* de amplitude e frequência tradicionais (θ_{pre}), apresenta uma abertura angular praticamente nula, fruto da compensação integral da impedância de linha em quadratura.

Dessa forma foi demonstrado que, como esperado, a abertura angular depende principalmente da corrente em quadratura, que por sua vez pode ser minimizada diminuindo, via compensação, a impedância em quadratura do sistema.

4.5 CASO 3: LINHAS RESISTIVAS E INDUTIVAS

Neste caso, consideraremos que as impedâncias de saída da fonte 1 e 2 contém parcelas indutivas em série iguais à $75 \mu\text{H}$, que resulta em uma reatância indutiva (para a frequência de 60 Hz) de $0,028 \Omega$, valor muito próximo às próprias impedâncias das linhas. Dessa forma, pode-se esperar algum tipo de acoplamento cruzado das potências com tanto a amplitude quanto o ângulo das tensões.

Além disso, será considerado que a impedância comum que conecta a barra das fontes à barra da rede contém uma parcela indutiva igual a $130 \mu\text{H}$, correspondente a uma reatância indutiva de $0,05 \Omega$. Isto corresponde à impedância de um transformador 380/220V de 75 kVA, vista pelo lado de 220 V.

Os resultados para modo conectado são mostrados na Figura 24. Podemos verificar uma grande degradação no seguimento de referência

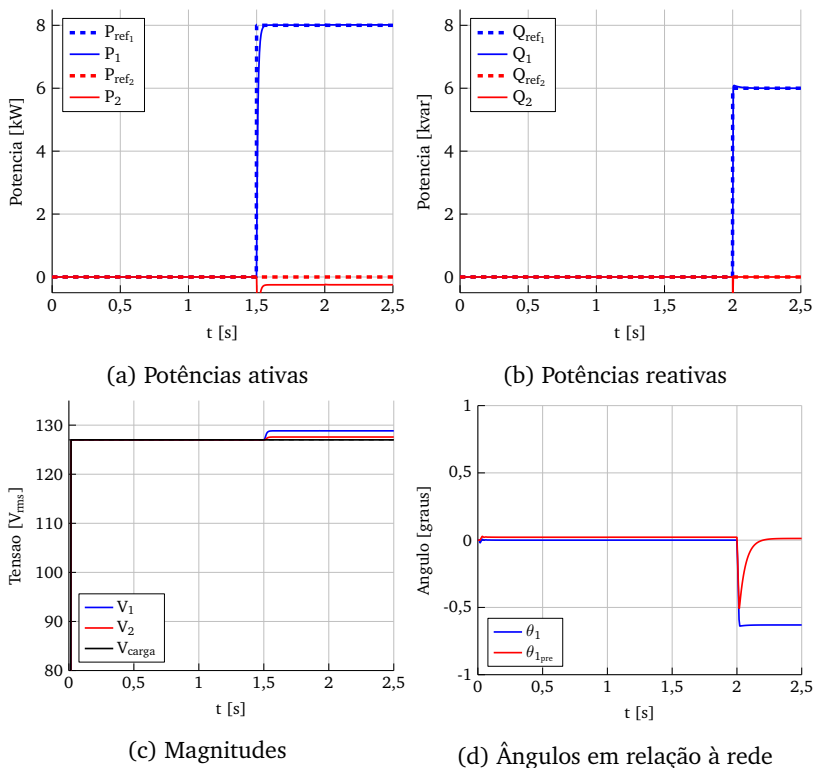


Figura 23 – Resultados de simulação para o caso 2, modo conectado, com compensação resistiva de eixo direto e quadratura.

de potência ativa devido ao degrau, em $t = 2$, de potência reativa, o que sugere um acoplamento entre estas potências devido à presença da parcela reativa nas impedâncias.

Para modo ilhado, os resultados são mostrados na Figura 25. Tal como nos outros casos considerando impedância, não há grandes problemas de divisão de potência⁴ nem de seguimento das potências de referência. É interessante observar que, agora, existe certo erro no seguimento de potência reativa, provavelmente devido ao aumento de carga reativa pela presença das reatâncias nas linhas. Além disso, as

⁴ Na Figura 25d e nos próximos casos estudados, há uma grande variação dos valores de divisão de potência reativa no início da simulação devido ao fato de ambos os valores de potência reativa das fontes estarem próximos a zero. Este comportamento errático, portanto, não tem significado no contexto das análises realizadas.

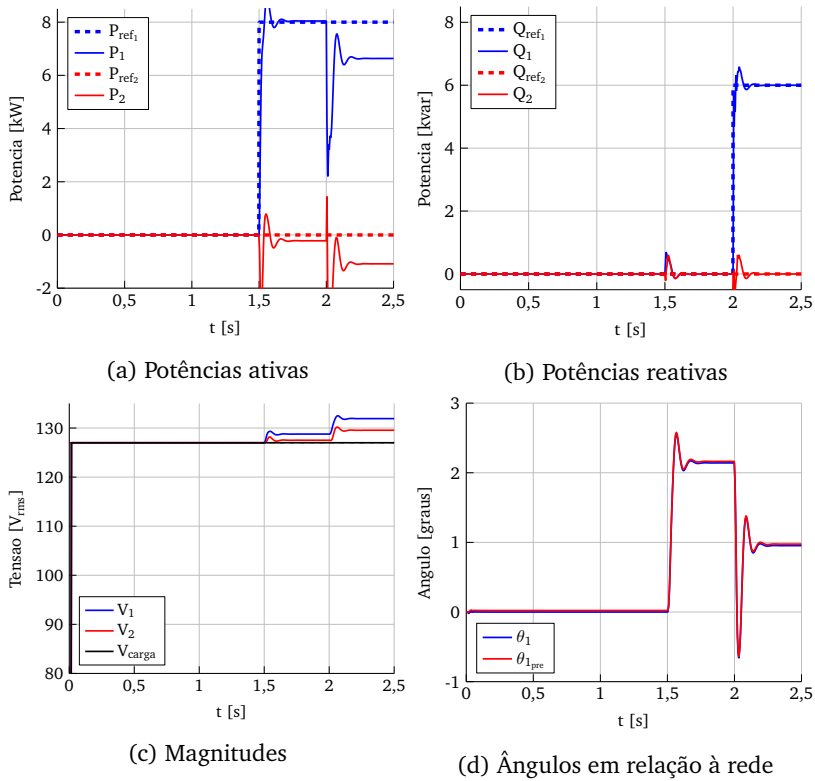


Figura 24 – Resultados de simulação para o caso 3, modo conectado, com compensação resistiva de eixo direto.

amplitudes possuem quedas acentuadas em função das variações de carga no sistema.

4.5.1 Compensação Indutiva em Eixo Direto

Como comentado no capítulo 3, uma das possibilidades para melhorar a situação do sistema mostrado anteriormente consiste na compensação das parcelas reativas nas linhas. A compensação utilizada a seguir contempla apenas uma modificação na relação de *droop* em eixo direto (amplitude), de acordo com (3.23) e (3.24), resultando, para este exemplo nas relações demonstradas em (4.6).

$$V_1 = V_{ref} - k_1(P_1 - P_{ref1}) + \frac{R}{V_1}P_1 - \frac{X}{V_1}Q_1 \quad (4.6)$$

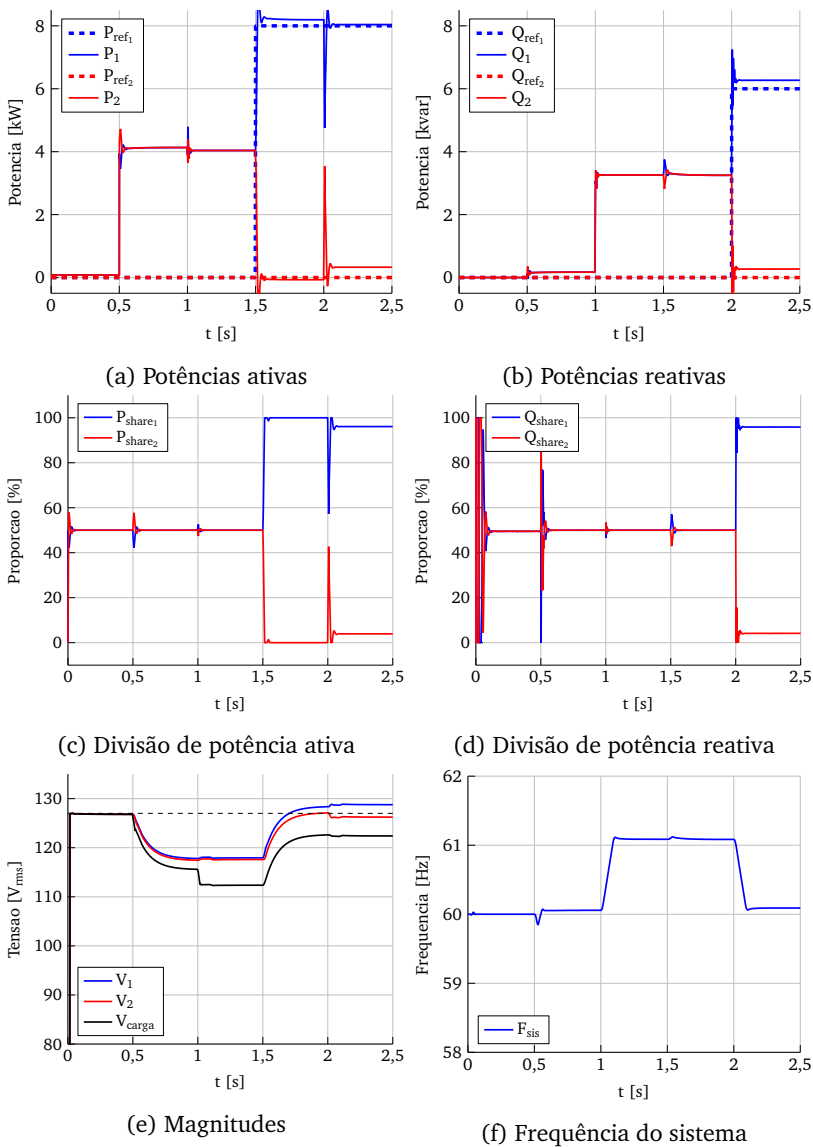


Figura 25 – Resultados de simulação para o caso 3, modo ilhado, com compensação resistiva de eixo direto.

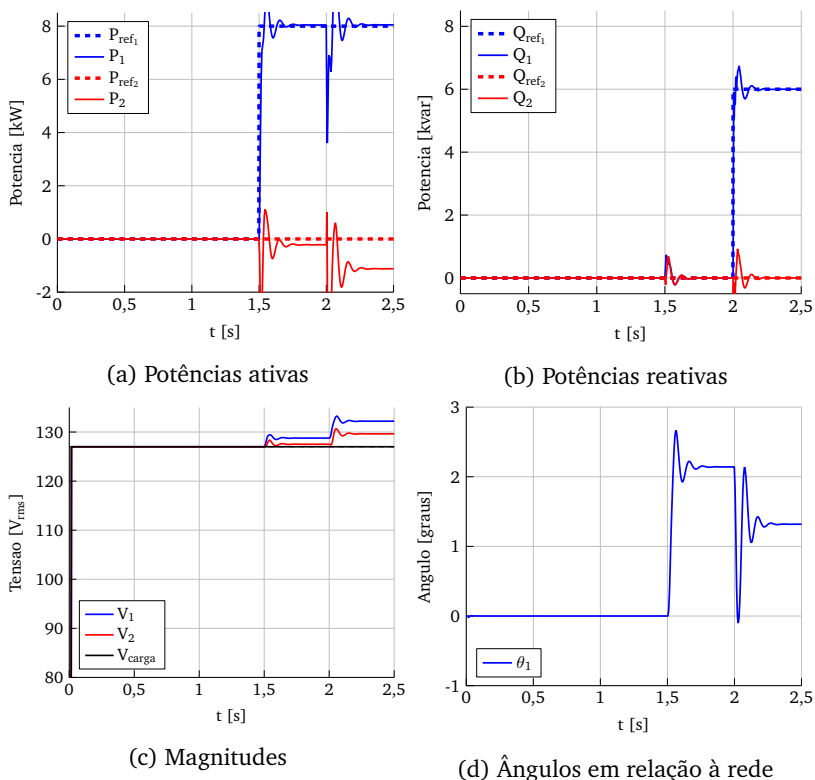


Figura 26 – Resultados de simulação para o caso 3, modo conectado, com compensação resistiva e indutiva de eixo direto.

Podemos ver os resultados desta abordagem para modo conectado na Figura 26. A potência ativa da fonte 1 e as potências reativas de ambas as fontes seguem fielmente as referências desejadas, mitigando o efeito das impedâncias.

Vemos, no entanto, um erro considerável na potência ativa da fonte 2, que aparenta estar recebendo potência ativa, tal como uma carga, da fonte 1, de modo que nem toda a potência ativa entregue pela fonte 1 vai para a rede de distribuição. Este efeito, na realidade, existiu também em menor grau nos casos anteriores (Figura 19a e 21a), porém teve efeito mais exacerbado com o incremento de uma parcela reativa nas impedâncias das linhas. Um estudo sobre este efeito será apresentado na próxima seção.

Os resultados para modo ilhado são apresentados na Figura 27.

Podemos ver que as potências ativas sofrem bastante influência dos degraus de referência de potência reativa, exacerbando a potência absorvida pela fonte 2. Outro detalhe a ser notado é que o seguimento de referência para a potência reativa e a divisão de potência reativa também não são mais exatas, possivelmente também pela reatância adicional das linhas que aumenta a carga reativa.

4.5.2 Compensação de Impedâncias Comuns

O problema da absorção de potência pela fonte 2 tem sua causa no fato de existir uma impedância em comum entre as duas fontes e a rede de distribuição ou carga - no caso deste sistema considerado para simulações, essa impedância corresponde à linha entre o barramento comum às fontes e o barramento no qual a rede de distribuição é conectada.

Em modo conectado, quando existe um degrau de referência de potência ativa para a fonte 1, esta impedância entre os barramentos gera uma variação de tensão devido à corrente proveniente da fonte para a rede elétrica. Esta variação de tensão origina uma elevação da tensão do barramento comum às duas fontes, acima da tensão de referência dos *droops*. Dado que o controle *droop* corresponde virtualmente à uma fonte de tensão (no valor de referência) associado a uma impedância em série, essa elevação de tensão do barramento comum às fontes faz com que haja um fluxo inverso de corrente para a fonte 2, fazendo com que ela receba potência.

A principal causa desta situação é que a variação de tensão na impedância comum ocorre devido ao efeito combinado das potências injetadas por ambas as fontes 1 e 2, enquanto que as compensações de impedância consideradas até então neste capítulo contemplam os efeitos das potências próprias de cada fonte.

Desta forma, uma solução para o problema consiste em (1) realizar a compensação com a potência individual das fontes para as impedâncias individuais de saída antes das barras comuns e (2) realizar a compensação das impedâncias comuns às duas fontes utilizando o agregado de potência, considerando a contribuição das duas fontes.

As relações de *droop* de amplitude, com todas as compensações

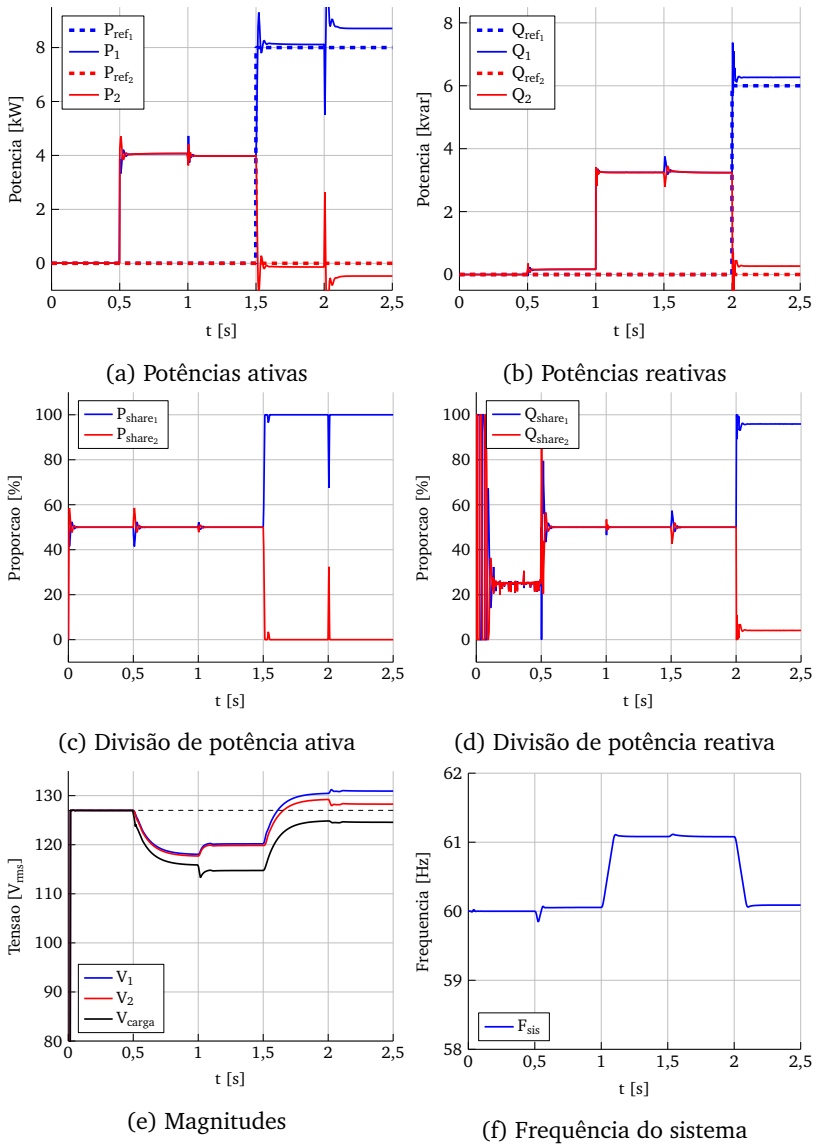


Figura 27 – Resultados de simulação para o caso 3, modo ilhado, com compensação resistiva e indutiva de eixo direto.

consideradas, resultam nas expressões demonstradas em (4.7).

$$\begin{aligned}
 V_1 = & V_{ref} - k_1(P_1 - P_{ref1}) \\
 & + \frac{R_1}{V} P_1 - \frac{X_1}{V} Q_1 \\
 & + \frac{R_c}{V} (P_1 + P_2) - \frac{X_c}{V} (Q_1 + Q_2)
 \end{aligned} \tag{4.7}$$

Onde:

R_1, X_1 : Impedâncias série de saída da fonte

R_c, X_c : Impedâncias comuns às fontes

Temos os seguintes valores para cada uma das fontes:

- Fonte 1: $(R_1; X_1) = (0,02 \Omega; 75 \mu\text{H})$
- Fonte 2: $(R_2; X_2) = (0,01 \Omega; 75 \mu\text{H})$
- Ambas as fontes: $(R_c; X_c) = (0,01 \Omega; 130 \mu\text{H})$

É importante salientar que os valores de potência da outra fonte não são prontamente acessíveis para uma das fontes por meio de qualquer leitura local, necessitando de algum tipo de canal adicional de comunicação para que tenhamos um comportamento próximo ao caso ideal do *droop*. Desta forma, pode-se concluir que é possível que existam situações nas quais um comportamento de *droop* próximo ao caso idealizado sem a necessidade de comunicação seja uma impossibilidade, como neste caso que reflete uma condição real de impedâncias do laboratório de microrredes. Tal situação requer a atuação de um controle de maior nível hierárquico, com conhecimento mais amplo quanto às tensões ou fluxos de potência do sistema.

Resultados de simulação para o modo conectado são mostrados na Figura 28. Podemos ver que temos seguimento praticamente perfeito das potências de referência para as duas fontes, como desejado.

Para o caso ilhado, os resultados são demonstrados na Figura 29. Como esperado, temos um bom seguimento das potência ativa de referência, bem como dos valores esperados de divisão de potência ativa. Além disso, os valores de tensão na carga voltam a níveis comparáveis aos resultados apresentados no caso de linhas desprezíveis.

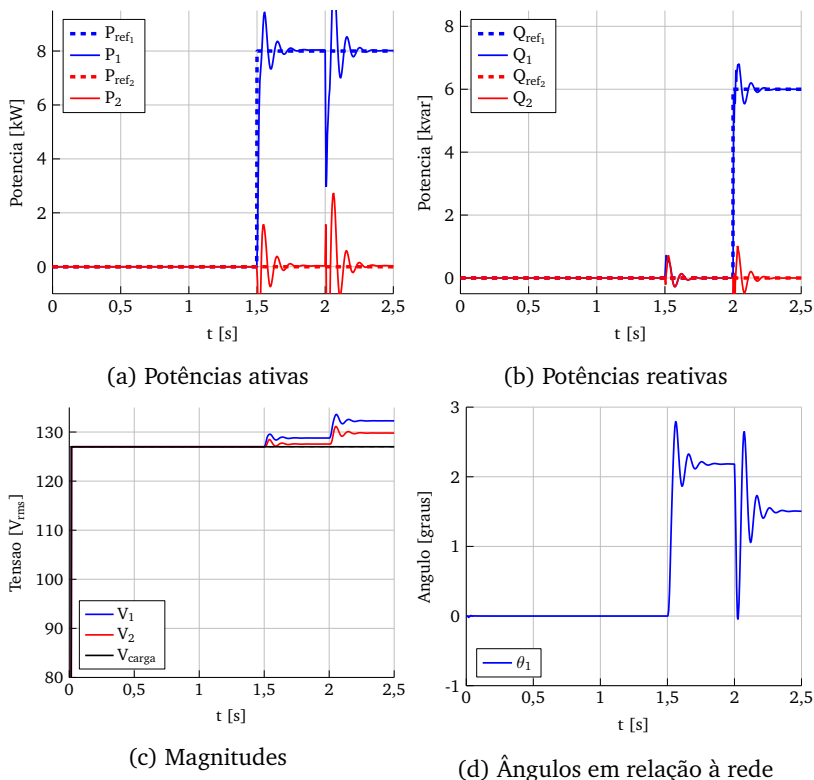


Figura 28 – Resultados de simulação para o caso 3, modo conectado, com compensação resistiva e indutiva de eixo direto, considerando potência de ambas as fontes.

4.6 CONCLUSÃO

Neste capítulo foram realizadas simulações considerando possíveis situações de impedâncias em uma instalação de microrrede. Os desenvolvimentos feitos nos capítulos anteriores, como a influência da impedância das linhas na divisão de potência e as estratégias de compensação de impedâncias individuais de eixo direto e quadratura, foram verificados para sistemas com fontes em corrente alternada.

Foi observado que os resultados vão ao encontro do esperado e que as estratégias de compensação de impedâncias podem ser utilizadas de forma eficaz para a diminuição dos erros de divisão de potência em fontes em CA com controle *droop*. No entanto, em casos com im-

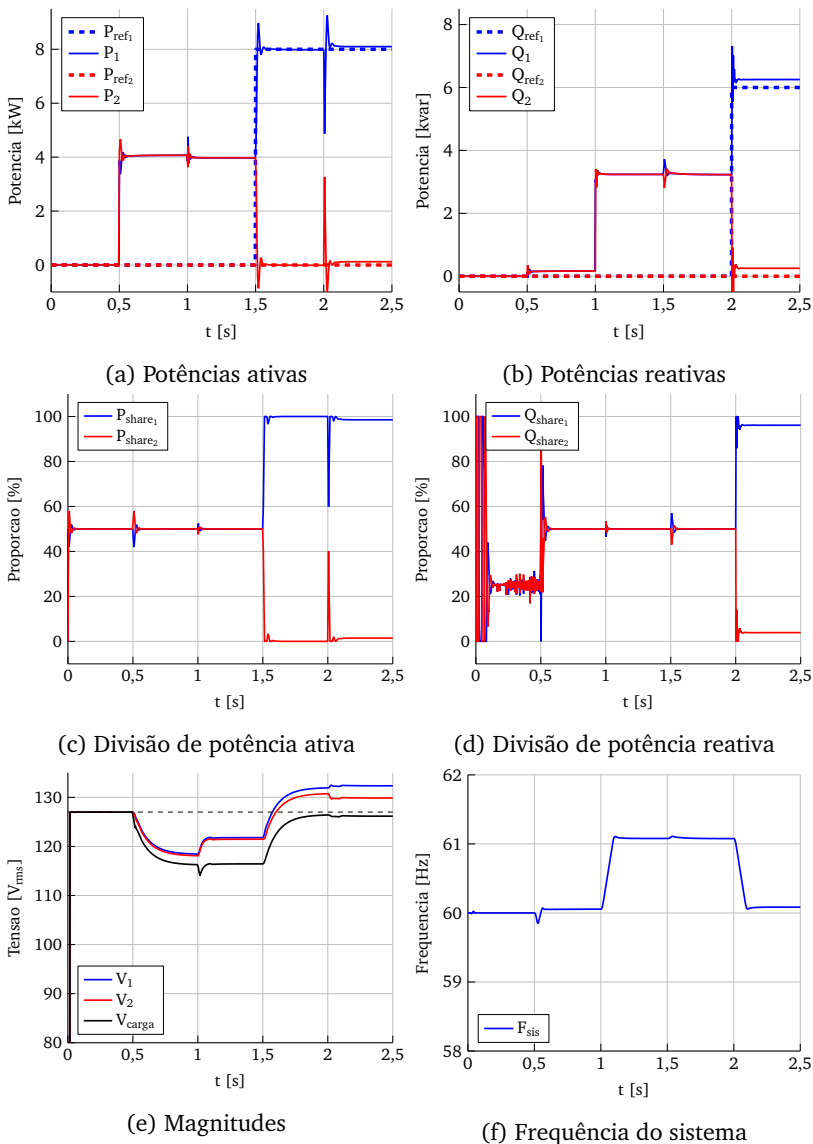


Figura 29 – Resultados de simulação para o caso 3, modo ilhado, com compensação resistiva e indutiva de eixo direto, considerando potência de ambas as fontes.

pedâncias significativas na rede, é possível que a aplicação do controle *droop* plenamente distribuído seja impraticável. Nesses casos, é necessária a utilização de informações quanto a potência de outras fontes no sistema, implicando no uso de canais de comunicação para o controle.

No próximo capítulo, o controle *droop* será utilizado como aplicação em sistema híbrido, com fontes operando tanto em CA quanto em CC.

5 ESTUDO DE CASO: SISTEMAS HÍBRIDOS

Neste capítulo ilustraremos um exemplo prático da aplicação dos métodos de *droop* para sistemas híbridos apresentados no capítulo 2, seção 2.3.

O sistema teste considerado para a simulação é ilustrado na Figura 30. A diferença deste sistema para aquele utilizado nas simulações CA consiste na (1) presença de um inversor no lugar da fonte 1 e (2) presença de uma barra em corrente contínua, ao qual são conectadas uma fonte CC (V_1) e uma carga CC. O restante do sistema (fonte 2, carga CA e rede elétrica da distribuição) permanece inalterado.

A tensão nominal CC deste sistema híbrido, é de 380 V. A relação entre a tensão CC e a tensão CA, no inversor, é determinada em função das tensões de referência, de tal maneira que, quando temos a tensão CA de referência de 127 V RMS, temos uma tensão CC de 380 V, tal como mostrado em (5.1).

$$V_{ca} = k_h V_{cc} \quad (5.1)$$

Onde:

$$k_h : \frac{127}{380}$$

A fonte 2, em corrente alternada, será controlada com a mesma

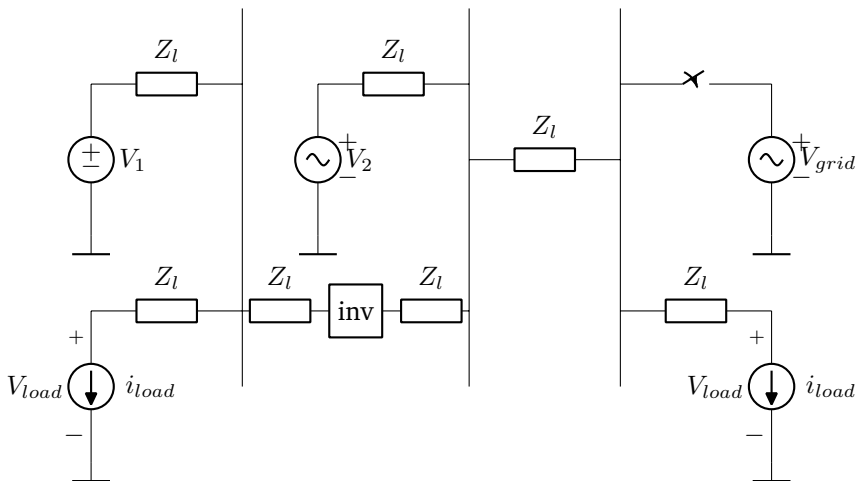


Figura 30 – Sistema híbrido considerado para simulações.

relação de *droop* utilizada na simulação anterior. A fonte 1, agora em corrente contínua, implementa o *droop* CC de potência:

$$V_{1_{cc}} = V_{cc_{ref}} - k_{1_{cc}}(P - P_{ref}) \quad (5.2)$$

É importante ressaltar que, para manter a coerência com as relações de *droop* CA, que utilizam a potência por fase, os valores de P e P_{ref} em (5.2) devem ser, respectivamente, os valores medidos de potência e os valores desejados de referência dividido por três. São esses valores ajustados de potência que serão utilizados nas análises e resultados de simulação neste capítulo para a fonte 1 CC.

Para a definição dos ganhos de *droop*, consideraremos os mesmos critérios das simulações do capítulo anterior, de modo que o ganho CA equivalente da fonte 1 deve se também igual a $\frac{1}{400}$. Dessa forma, podemos referenciar o *droop* de potência em (5.2) em função das variáveis CA, substituindo-o em (5.1):

$$\begin{aligned} V_{1_{ca}} &= k_h[V_{cc_{ref}} - k_{1_{cc}}(P - P_{ref})] \\ &= 127 - k_h k_{1_{cc}}(P - P_{ref}) \\ &= 127 - k_{1_{ca}}(P - P_{ref}) \end{aligned} \quad (5.3)$$

Onde:

$$k_{1_{ca}} : k_h k_{1_{cc}}$$

Podemos, a partir da relação entre o ganho de *droop* equivalente CA e o ganho de *droop* CC de (5.3), substituir os valores de projeto e encontrar o ganho de *droop* CC para a fonte 1:

$$k_{1_{cc}} = \frac{380}{127} \frac{1}{400} \approx \frac{3}{400} \quad (5.4)$$

A divisão de potência reativa é realizada entre componentes em corrente alternada, neste caso sendo a fonte 2 e o inversor CA/CC. O inversor implementa a mesma equação de *droop* de frequência utilizado nas simulações anteriores para a fonte 1, definido por (4.3).

A carga permanecerá com a mesma quantidade total de potência ativa e reativa das simulações anteriores. No entanto, a carga CC será responsável agora por um terço das variações de potência ativa, ambas com degraus ao mesmo tempo. As variações de potência de carga e de referência das fontes é mostrada na Tabela 3, onde a as potências

t	$P_{load_{ca}}$	$P_{load_{cc}}$	$Q_{load_{ca}}$	$P_{cc_{ref}}$	$Q_{inv_{ref}}$	$P_{ca_{ref}}$	$Q_{ca_{ref}}$
0	0	0	0	0	0	0	0
0.5	16 kW	8 kW	0	0	0	0	0
1	16 kW	8 kW	18 kvar	0	0	0	0
1.5	16 kW	8 kW	18 kvar	24 kW	0	0	0
2	16 kW	8 kW	18 kvar	24 kW	18 kvar	0	0

Tabela 3 – Variações de carga e referências realizadas nas simulações.

da fonte 1 são mostradas com o subscrito *cc*, do inversor com subscrito *inv* e da fonte 2 com subscrito *ca*. Esta convenção também será seguida nos resultados de simulação mostrados a seguir.

O objetivo da simulação é verificar a divisão de potências de cargas CA e CC entre fontes CA e CC.

5.1 IMPEDÂNCIAS DE LINHA DESPREZÍVEIS

Consideraremos o caso idealizado, no qual as impedâncias das linhas são consideradas baixas o suficiente para poderem ser desprezadas ($Z_l = 0,001 \Omega$). Desta forma, os resultados devem se aproximar da derivação realizada no capítulo 2, seção 2.3.

5.1.1 Modo Conectado

Os resultados para modo conectado são mostrados na Figura 31. Podemos ver que o seguimento de referência que foi visto para as simulações CA também ocorre para a fonte CC (fonte 1).

No caso das potências reativas temos também resultados semelhantes, uma vez que o sistema permanece praticamente o mesmo das simulações CA, com duas fontes em corrente alternada compartilhando potência reativa (nesse caso, fonte 2 e inversor).

Como temos a rede de distribuição como barra infinita, tanto as tensões CA quanto CC são reguladas nos valores nominais.

5.1.2 Modo Ilhado

Para a o sistema híbrido em modo ilhado, os resultados são ilustrados pela Figura 32.

O ponto mais interessante a ser notado é a divisão da potência ativa da carga, composta por uma parcela CA e uma parcela CC, entre a fonte 1 (CC) e a fonte 2 (CA), cada uma com uma proporção de 50 %

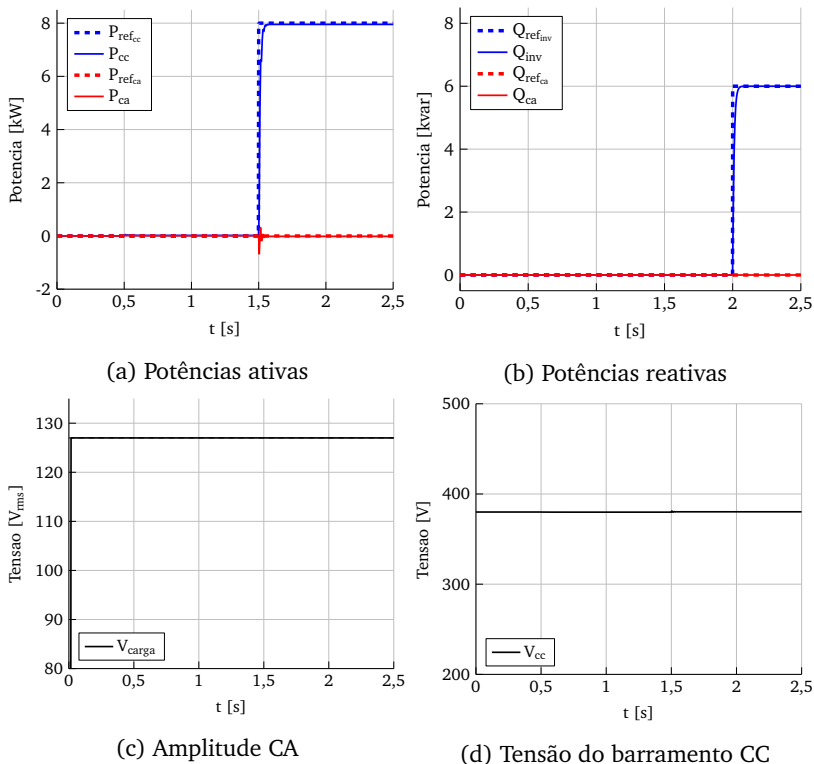


Figura 31 – Resultados de simulação para os sistema híbrido em modo conectado.

da carga total, tal como desejado quando da definição dos ganhos de *droop*.

A potência de referência também teve o efeito desejado neste sistema híbrido em modo ilhado, no qual a fonte 1 CC assume, a partir de $t = 1.5$, toda a potência ativa da carga.

Outro detalhe interessante é o acoplamento entre as amplitude CA e tensão CC, que variam conjuntamente. Isto faz com que exista virtualmente um único valor de tensão na rede, a partir do qual todas as fontes em *droop*, seja CA ou CC, podem interagir de modo a atingir um ponto de equilíbrio global.

Para a potência reativa, podemos ver que a divisão é igualmente precisa, de acordo com o projeto dos ganhos de *droop* realizado. Em $t = 2$, o inversor assume, como desejado, a integralidade da potência

reativa do sistema.

5.2 LINHAS NÃO DESPREZÍVEIS E COMPENSAÇÃO

Em situações nas quais as linhas são não desprezíveis, o comportamento do sistema, também para sistemas híbridos, tende a ser aquele visto nas simulações anteriores, de modo que as mesmas técnicas CA podem ser aplicadas para compensação de impedâncias envolvendo os barramentos de corrente alternada da microrrede.

As resistências das linhas em corrente alternada influenciam o *droop* de amplitude tal como a resistência das linhas em corrente alternada, devido ao acoplamento natural entre a amplitude da tensão CA e a tensão CC. Estas resistências CC podem ser compensadas utilizando uma parcela proporcional à potência no *droop* CC, tal como demonstrado em (5.5).

$$V_{1cc} = V_{ccref} - k_{1cc}(P - P_{ref}) + \frac{R_v}{V_{1cc}}P \quad (5.5)$$

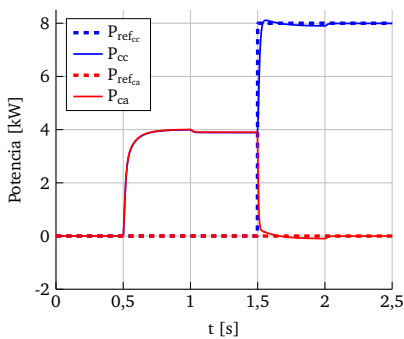
Onde:

R_v : Resistência virtual desejada.

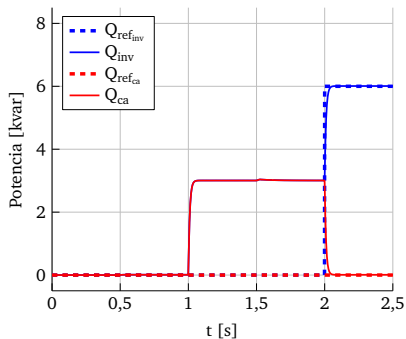
5.3 CONCLUSÃO

Este capítulo apresentou um exemplo de aplicação do controle *droop* para sistemas híbridos com fontes que operam tanto em corrente alternada quanto em corrente contínua.

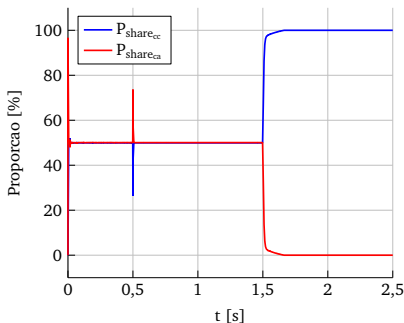
Os resultados obtidos mostram que a divisão de potência pode ser empregada de forma satisfatória por meio de uma relação entre a tensão em corrente contínua e a tensão em corrente alternada (amplitude ou frequência, dependendo da natureza das linhas). Além disso, as considerações quanto à influencia das impedâncias e às formas de mitigação desenvolvidas neste trabalho também podem ser estendidas para aplicação em sistemas híbridos.



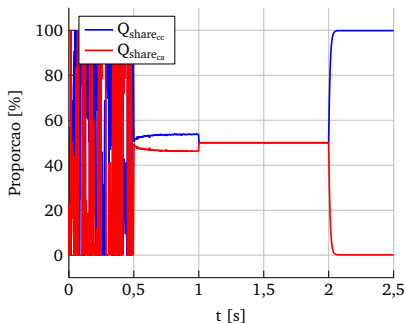
(a) Potências ativas



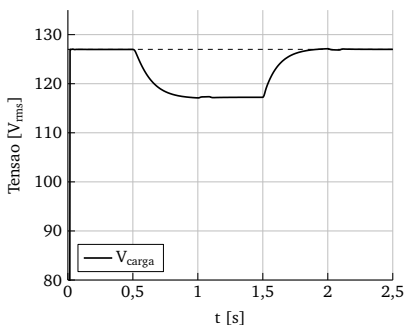
(b) Potências reativas



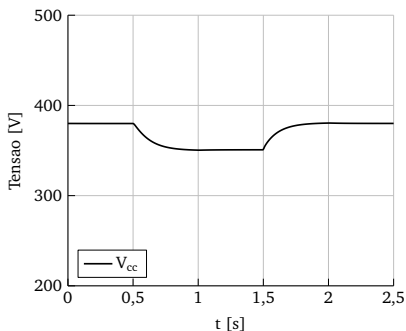
(c) Divisão de potência ativa



(d) Divisão de potência reativa



(e) Amplitude CA



(f) Tensão no barramento CC

Figura 32 – Resultados de simulação do sistema híbrido em modo ilhado.

6 CONCLUSÃO

O objetivo deste trabalho consistiu em definir uma estratégia viável para o controle primário de fontes operando em paralelo, motivado pela participação em um projeto de microrrede experimental desenvolvida na Universidade Federal de Santa Catarina.

A partir deste objetivo, este trabalho procurou realizar uma revisão abrangente, com derivações e definições intuitivas quanto à aplicação das técnicas de *droop* em microrredes.

Os desafios encontrados na prática levaram à dedução do comportamento esperado do sistema em uma situação não ideal, com impedâncias que influenciavam os resultados.

Do ponto de vista teórico, algumas questões (como a relação entre *droop* e impedância virtual) levaram ao desenvolvimento de uma abordagem de análise do comportamento do sistema em coordenadas retangulares, a partir da qual foram concebidos métodos de compensação de linhas utilizando apenas modificações nas relações de *droop* de amplitude. O alcance desta abordagem além do descrito neste trabalho é uma incógnita, mas o autor espera ter apresentado um novo caminho para futuras pesquisas nesta área.

As derivações desenvolvidas foram base para as soluções consideradas, por simulação, para diversas possíveis situações a serem encontradas em instalações reais. Os resultados permitiram concluir que, embora impedâncias individuais possam ser adequadamente compensadas, impedâncias comuns a mais de uma fonte tornam necessário algum tipo de comunicação adicional para boa precisão na divisão de carga e seguimento da potência de referência.

O trabalho tomou como base a aplicação do *droop* para linhas resistivas, com a amplitude dependendo da variação da potência ativa. No entanto, uma alternativa seria a utilização de *droop* para linhas indutivas, utilizando as mesmas técnicas de compensação de impedâncias para garantir a característica predominantemente reativa, bem como aproveitar eventuais indutores e transformadores presentes no sistema. Outra vantagem é que o erro de potências ativas para linhas indutivas tende a ser zero, devido ao *droop* de frequência.

Este trabalho, além de propor soluções e abordagens novas, busca ser uma referência no auxílio da utilização do método *droop* para a divisão de carga em microrredes.

Além disso, foi mostrado o estudo considerando como que os conceitos de *droop* e divisão de cargas podem ser estendidos também

para redes híbridas, com fontes e carga também em corrente contínua. Este é um assunto sobre o qual existe hoje intensa pesquisa.

Embora o autor considere que o objetivo de um estudo aprofundado para a solução de problemas de divisão de carga tenha sido atingido, existem aspectos que não puderam ser tratados neste trabalho e que ficam como sugestão para trabalhos futuros:

- Investigação mais profunda na modelagem estática do sistema utilizando coordenadas retangulares.
- Estudo de estabilidade e desempenho transitório de uma microrrede operando com os controles *droop* e compensação de impedâncias descritos neste trabalho.
- Avaliação da utilização do *droop* indutivo.
- Obtenção de resultados experimentais.

REFERÊNCIAS

BEATY, H. W.; FINK, D. G. *Standard handbook for electrical engineers*. [S.l.]: McGraw-Hill, 2013. ISBN 9780071762328.

BRABANDERE, K. D. *Voltage and Frequency Droop Control in Low Voltage Grids by Distributed Generators with Inverter Front-End*. [S.l.: s.n.], 2006. 227 p. ISBN 9056827456.

CUMMINS. *Cummins Application Engineering: Paraleling Application Manual*. [S.l.], 2014.

ERICKSON, R. W. *Fundamentals of Power Electronics 2nd Edition*. 2006.

FRIDLUND, M. Shaping the tools of competitive power: government technology procurement in the making of the HVDC technology. *Innovations Systems and European Integration Working Paper, Linköping/Stockholm*, 1997.

GLOVER, D.; SARMA, M.; OVERBYE, T. *Power System Analysis & Design*. [S.l.: s.n.], 2012. v. 53. 1689–1699 p. ISSN 1098-6596. ISBN 978-1-111-42579-1.

GUAN, Y. et al. Comparison of a synchronous reference frame virtual impedance-based autonomous current sharing control with conventional droop control for parallel-connected inverters. In: *2016 IEEE 8th International Power Electronics and Motion Control Conference, IPEMC-ECCE Asia 2016*. [S.l.: s.n.], 2016. ISBN 9781509012107.

GUERRERO, J. et al. Advanced Control Architectures for Intelligent Microgrids - Part I: Decentralized and Hierarchical Control. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v. 60, n. 4, p. 1254–1262, apr 2013. ISSN 0278-0046.

HAMMERSTROM, D. J. AC versus DC distribution systems did we get it right? In: . [S.l.]: IEEE, 2007. p. 1–5.

IEEE. Does dc Distribution Make Sense? *IEEE Electrification Magazine*, v. 4, n. 2, 2016.

JOHNSON, R. W. *AC Versus DC Power Distribution - Issues to consider when comparing options for improving data center energy efficiency*. [S.l.], 2012.

KUNDUR, P. *Power System Stability and Control*. 1st edition. ed. New York: McGraw-Hill Professional, 1994. 1176 p. ISBN 9780070359581.

- LI, Y. W.; KAO, C. N. An accurate power control strategy for power-electronics-interfaced distributed generation units operating in a low-voltage multibus microgrid. *IEEE Transactions on Power Electronics*, v. 24, n. 12, p. 2977–2988, 2009. ISSN 08858993.
- MAIA, F. *Panorama das Perdas no Setor Elétrico Nacional*. Brasília: [s.n.], 2010.
- MARYAMA, V. et al. Unified hybrid (Ac/Dc) active distribution networks droop-based load-sharing strategy. In: *Innovative Smart Grid Technologies Conference Europe (ISGT-Europe), 2014 IEEE PES*. [S.l.: s.n.], 2014. p. 1–6.
- MARYAMA, V. et al. Energy Management Systems for Microgrids. In: *14th International Conference on Sustainable Energy Technologies*. [S.l.: s.n.], 2015. p. 1–9.
- MATAS, J. et al. Virtual Impedance Loop for Droop-Controlled Single-Phase Parallel Inverters Using a Second-Order General-Integrator Scheme. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, v. 25, n. 12, p. 2993–3002, 2010. ISSN 0885-8993.
- MILOSEVIC, M. Decoupling Control of d and q Current Components in Three-Phase Voltage Source Inverter. *EEH Power Systems Laboratory, Technical Report*, p. 1–11, 2004.
- PANG, H.; LO, E.; PONG, B. DC electrical distribution systems in buildings. In: . [S.l.]: IEEE, 2006. p. 115–119.
- PARK, R. H. Two Reaction Theory of Synchronous Machines Generalized Method of Analysis-Part I. *Winter Convention of A.I.E.E.*, p. 352–354, 1933. ISSN 0096-3860.
- PRYSMIAN. *Catálogo Baixa Tensão Uso Geral*. 2016. 1–27 p.
- SAGGIN, F. *Modelagem e Controle para Operação de Inversores Monofásicos em Paralelo - Uma Abordagem via Fasores Dinâmicos e LMI's*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Santa Catarina, 2016.
- SANNINO, A.; POSTIGLIONE, G.; BOLLEN, M. Feasibility of a DC network for commercial facilities. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 39, n. 5, p. 1499–1507, sep 2003. ISSN 0093-9994.
- SHUAI, Z. et al. Robust droop control of DC distribution networks. v. 10, p. 807–814, 2016. ISSN 1752-1416.

STEINMETZ, C. P. Complex Quantities and their use in Electrical Engineering. In: *AIEE Proceedings of International Electrical Congress*. [S.l.: s.n.], 1893. p. 33–74.

TENFEN, D. *Desenvolvimento de um Modelo de Programação Linear Inteira Mista para o Problema do Gerenciamento Energético de Microrredes*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Santa Catarina, 2015.

UNAMUNO, E.; BARRENA, J. A. Hybrid ac/dc microgrids - Part I: Review and classification of topologies. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Elsevier, v. 52, p. 1251–1259, 2015. ISSN 18790690.

WANG, X. et al. Virtual-impedance-based control for voltage-source and current-source converters. *IEEE Transactions on Power Electronics*, v. 30, n. 12, p. 7019–7037, 2015. ISSN 0885-8993.

WU, D. et al. Autonomous active and reactive power distribution strategy in islanded microgrids. *Conference Proceedings - IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition - APEC*, p. 2126–2131, 2014. ISSN 1048-2334.

Apêndices

APÊNDICE A

EQUIVALÊNCIA FASORES-DQ0

O objetivo deste capítulo é demonstrar a equivalência, em regime permanente, das componentes $dq0$ obtidas pela transformada de Park e das componentes retangulares de um fasor.

Embora as transformações sejam amplamente conhecidas, uma comparação direta entre as abordagens fasorial e análise por componentes $dq0$ não é encontrada na literatura.

A.1 TRANSFORMADA DE PARK

A transformada de Park pode ser decomposta em duas transformações: A transformada de Clarke seguida de uma transformação de rotação referente a um referencial síncrono.

Transformada de Clarke é definida por (A.1), considerando a variante que preserva a amplitude do sinal de entrada.

$$\begin{bmatrix} u_\alpha \\ u_\beta \\ u_\gamma \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} \quad (\text{A.1})$$

Para obtermos a transformada de Park, aplica-se uma transformação de rotação a partir das componentes $\alpha\beta\gamma$, considerando uma referência angular variante no tempo igual a $\omega_r t$. A transformação é dada por (A.2).

$$\begin{bmatrix} u_d \\ u_q \\ u_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\omega_r t) & \sin(\omega_r t) & 0 \\ -\sin(\omega_r t) & \cos(\omega_r t) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_\alpha \\ u_\beta \\ u_\gamma \end{bmatrix} \quad (\text{A.2})$$

Transformada de Park, variante que preserva o valor de amplitude do sinal de entrada, é obtida pela composição das duas transformações, dada por (A.3) e cuja inversa é dada por (A.4).

$$\begin{bmatrix} u_d \\ u_q \\ u_0 \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\omega_r t) & \cos(\omega_r t - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\omega_r t + \frac{2\pi}{3}) \\ -\sin(\omega_r t) & -\sin(\omega_r t - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\omega_r t + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} \quad (\text{A.3})$$

$$\begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\omega t) & -\sin(\omega t) & 1 \\ \cos(\omega t - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\omega t - \frac{2\pi}{3}) & 1 \\ \cos(\omega t + \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\omega t + \frac{2\pi}{3}) & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \\ u_0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.4})$$

A.1.1 Sistemas Trifásicos Equilibrados

Considerando o sistema trifásico equilibrado

$$\begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U \cos(\omega t + \theta) \\ U \cos(\omega t + \theta - \frac{2\pi}{3}) \\ U \cos(\omega t + \theta + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (\text{A.5})$$

A transformada de Clarke aplicada a este sistema resulta em:

$$\begin{bmatrix} u_\alpha \\ u_\beta \\ u_\gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U \cos(\omega t + \theta) \\ U \sin(\omega t + \theta) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.6})$$

Podemos ver que a transformação $\alpha\beta\gamma$, em sistemas trifásicos equilibrados, tem $u_\alpha = u_a$ e u_β igual a um sinal em quadratura atrasado 90° .

A matriz de rotação (A.2) pode ser reescrita como:

$$\begin{aligned} u_d &= \cos(\omega_r t) u_\alpha + \sin(\omega_r t) u_\beta \\ u_q &= -\sin(\omega_r t) u_\alpha + \cos(\omega_r t) u_\beta \end{aligned} \quad (\text{A.7})$$

Substituindo (A.6) em (A.7):

$$\begin{aligned} u_d &= U \cos(\omega_r t) \cos(\omega t + \theta) + U \sin(\omega_r t) \sin(\omega t + \theta) \\ u_q &= -U \sin(\omega_r t) \cos(\omega t + \theta) + U \cos(\omega_r t) \sin(\omega t + \theta) \end{aligned} \quad (\text{A.8})$$

(A.8) pode ser expandida utilizando as identidades trigonométricas em (A.9), resultando em (A.10).

$$\begin{aligned} 2 \cos \theta \cos \varphi &= \cos(\theta - \varphi) + \cos(\theta + \varphi) \\ 2 \cos \theta \sin \varphi &= \sin(\theta + \varphi) - \sin(\theta - \varphi) \\ 2 \sin \theta \sin \varphi &= \cos(\theta - \varphi) - \cos(\theta + \varphi) \end{aligned} \quad (\text{A.9})$$

$$\begin{aligned}
u_d &= U \left[\frac{\cos(\omega t + \theta + \omega_r t)}{2} + \frac{\cos(\omega t + \theta - \omega_r t)}{2} \right] \\
&\quad + U \left[\frac{-\cos(\omega t + \theta + \omega_r t)}{2} + \frac{\cos(\omega t + \theta - \omega_r t)}{2} \right] \\
u_q &= U \left[\frac{-\sin(\omega t + \theta + \omega_r t)}{2} + \frac{\sin(\omega t + \theta - \omega_r t)}{2} \right] \\
&\quad + U \left[\frac{\sin(\omega t + \theta + \omega_r t)}{2} + \frac{\sin(\omega t + \theta - \omega_r t)}{2} \right]
\end{aligned} \tag{A.10}$$

Ao considerar ω_r igual a ω em (A.10), temos:

$$\begin{aligned}
u_d &= U \left[\frac{\cos(2\omega t + \theta)}{2} + \frac{\cos(\theta)}{2} \right] + U \left[\frac{-\cos(2\omega t + \theta)}{2} + \frac{\cos(\theta)}{2} \right] \\
&= U \cos(\theta) \\
u_q &= U \left[\frac{-\sin(2\omega t + \theta)}{2} + \frac{\sin(\theta)}{2} \right] + U \left[\frac{\sin(2\omega t + \theta)}{2} + \frac{\sin(\theta)}{2} \right] \\
&= U \sin(\theta)
\end{aligned} \tag{A.11}$$

Podemos ver em (A.11) que, para sistemas trifásicos equilibrados, as partes oscilatórias (com o dobro da frequência da fase de referência) são canceladas devido à interação das componentes u_α e u_β .

Além disso, as componentes u_d e u_q correspondem, respectivamente, às partes real e imaginária do fasor da fase a em forma retangular. Isto fica mais claro considerando a transformada inversa de Park para u_a em (A.12) e comparando com os resultados obtidos em 3.1.

$$\begin{aligned}
u_a &= U \cos(\omega t + \theta) = u_d \cos(\omega t) - u_q \sin(\omega t) \\
U \cos(\omega t + \theta) &= U \cos(\theta) \cos(\omega t) - U \sin(\theta) \sin(\omega t) \\
U \cos(\omega t + \theta) &= A \cos(\omega t) - B \sin(\omega t)
\end{aligned} \tag{A.12}$$

A.1.2 Sistemas Monofásicos

Consideremos o seguinte sinal senoidal, representando uma tensão monofásica:

$$u_a = U \cos(\omega t + \theta) \tag{A.13}$$

Podemos deduzir a transformada dq0 monofásica por duas abordagens diferentes: Utilização apenas da fase a ou geração de componentes em quadratura.

A.1.2.1 Utilização apenas de uma Fase

Uma abordagem consiste na utilização das transformadas considerando apenas a tensão monofásica como fase a , considerando fase b e c iguais a zero.

A transformada de Clarke aplicada a este sistema resulta em:

$$\begin{aligned} u_\alpha &= u_a = U \cos(\omega t + \theta) \\ u_\beta &= 0 \end{aligned} \quad (\text{A.14})$$

Substituindo (A.14) em (A.7):

$$\begin{aligned} u_d &= U \cos(\omega t) \cos(\omega t + \theta) \\ u_q &= -U \sin(\omega t) \cos(\omega t + \theta) \end{aligned} \quad (\text{A.15})$$

Podemos ver que as componentes u_d e u_q em (A.15) consistem nas projeções do sinal $\cos(\omega t + \theta)$ sobre, respectivamente, uma componente em fase e uma componente 90° adiantada com a fase de referência de rotação, exceto pela ausência de um filtro passa-baixas¹.

(A.15) pode ser expandida usando (A.9):

$$\begin{aligned} u_d &= U \frac{\cos(2\omega t + \theta)}{2} + U \frac{\cos(\theta)}{2} \\ u_q &= -U \frac{\sin(2\omega t + \theta)}{2} + U \frac{\sin(\theta)}{2} \end{aligned} \quad (\text{A.16})$$

Ao contrário do sistema trifásico equilibrado em (A.11), os termos constantes $\cos(\theta)$ e $\sin(\theta)$ aparecem com a metade do valor esperado, desta forma necessitando de um ganho de 2 para obtermos o valor correto. Além disso, os termos oscilantes com o dobro da frequência de referência não são cancelados e aparecem na resposta. Faz-se, então, necessário um filtro passa-baixas para a obtenção dos termos constantes.

¹ De fato, estas expressões são semelhantes àquelas do cálculo das componentes complexas reais e imaginárias da série de Fourier, junto com uma média no período, que corresponde a um filtro passa-baixas na obtenção das componentes, e um fator de 2 para compensar pela componente dividida por dois na equação mostrada neste documento

A.1.2.2 Geração de Componentes em Quadratura

Um sistema em corrente alternada monofásico pode ser representado por meio de um sistema trifásico equivalente em componentes $\alpha\beta$ por meio de circuitos PLL que geram um sinal em quadratura com o sinal referência do circuito de travamento de fase (SAGGIN, 2016).

Esse sinal em quadratura pode ser utilizado como a componente β da transformada de Clarke, a partir da qual se pode então aplicar a matriz de rotação de Park e obter as componentes dq0, tal como num sistema trifásico.

A.2 CONCLUSÃO

Pudemos observar que as componentes u_d e u_q da transformada dq0 consistem, em regime permanente, às componentes reais e imaginárias da forma retangular dos fasores, tanto para sistemas trifásicos equilibrados quanto para sistemas monofásicos.

A principal diferença entre a abordagem para sistemas monofásicos e para sistemas trifásicos equilibrados equivalentes está na limitação de banda ocasionada pela presença de um circuito passa-baixas nos sinais, necessário para remover a parte oscilatória em (A.16) ou ocasionado pela dinâmica do PLL na abordagem de geração de componentes em quadratura. Por este motivo, as componentes obtidas não são instantâneas como no caso de um circuito naturalmente trifásico equilibrado.

APÊNDICE B

APROXIMAÇÃO DE PEQUENOS ÂNGULOS

Neste trabalho, em várias ocasiões, as equações de potência foram simplificadas utilizando uma aproximação de pequenas aberturas angulares entre as tensões consideradas para as fontes do sistema. Este capítulo buscará provar que, nas condições consideradas para a operação da microrrede, esta aproximação é razoável e pode ser aplicada sem prejuízos para as deduções dependentes da mesma.

Neste estudo, podemos considerar o fluxo de potência entre duas fontes CA, tal como ilustrado na Figura 7. As potências ativa e reativa podem ser calculados de acordo com (2.15). No capítulo de simulações, foi considerada uma carga nominal com valores de 8000 W para potência ativa e 6000 var para potência reativa (ambas as potências por fase). Além disso, as impedâncias do sistema foram consideradas com valores por volta de $0,05\Omega$. A fonte receptora foi considerada com tensão nominal do sistema corresponde a 127 V RMS.

Consideraremos a transferência da potência nominal da carga considerando diversos patamares de impedância de linhas, desde zero até 1Ω , consideravelmente acima dos valores encontrados nas instalações do laboratório de microrredes objeto deste trabalho, de modo a verificarmos a necessidade de abertura angular ao longo de uma grande faixa de valores de impedância, contemplando casos bastante adversos.

Um programa de fluxo de potência simples foi desenvolvido e uma série de cálculos foram compilados no gráfico de contorno ilustrado na Figura 33, o qual exhibe a magnitude da abertura angular necessária entre as tensões para a transferência das potências ativa e reativa consideradas para a carga através de uma impedância $R + jX$, eixos horizontal e vertical, respectivamente, do gráfico.

Pode-se observar valores muito baixos na região perto das impedâncias previstas para o sistema ($0,05\Omega$ resistivo/indutivo). Além disso, extremos de aberturas angulares (15° ou mais) ocorrem apenas para valores substanciais de impedância, acima de $0,6\Omega$ para X ou R .

Para um ângulo de 15° , temos os seguintes resultados para as aproximações:

$$\begin{aligned} \cos\left(15\frac{\pi}{180}\right) &= 0.966 \approx 1 \\ \sin(\theta) &\approx \cos(\theta_0)\Delta\theta = 0.966\Delta\theta \approx \Delta\theta \end{aligned} \quad (\text{B.1})$$

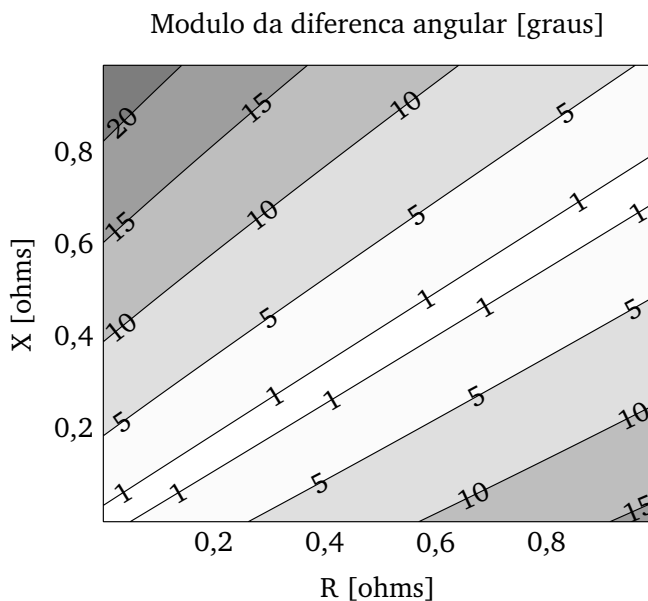


Figura 33 – Magnitude das aberturas angulares em função da impedância da linha. Os valores maiores no canto inferior direito consistem em aberturas negativas.

Ou seja, mesmo para impedâncias substancialmente mais elevadas, a aproximação de pequenos ângulos é válida para os valores de potência considerados neste trabalho.

APÊNDICE C

DROOP DE AMPLITUDE COMO IMPEDÂNCIA VIRTUAL

Pode-se pensar na relação de *droop* de amplitude CA como uma impedância virtual de saída devido à mesma ocasionar uma queda de tensão proporcional à corrente entregue pela fonte.

Interpretando o fluxo de potência entre duas fontes com variáveis no sistema síncrono dq0, podemos verificar que resistores ocasionam quedas de tensão tanto no circuito equivalente de eixo direto quanto no de quadratura:

$$V_d = Ri_d \quad (C.1)$$

$$V_q = Ri_q \quad (C.2)$$

Por outro lado, se considerarmos a simplificação de pequenos ângulos, a relação de *droop* de amplitude se torna:

$$V_d = V_{d_0} - k(P - P_{ref}) \quad (C.3)$$

$$V_d = V_{d_0} - kV_d(i_d - i_{d_{ref}}) \quad (C.4)$$

Que consiste em uma resistência virtual de saída de valor kV_d , presente apenas no eixo direto.

Resistências e reatâncias têm sua influência em função das correntes de eixo direto e quadratura de acordo com a seguinte relação:

$$V_d + jV_q = (R + jX)(i_d + ji_q) \quad (C.5)$$

Portanto podemos encontrar o valor de $Z = R + jX$ que gera apenas queda de tensão no eixo direto, tal como o *droop* de amplitude. Em outras palavras, encontraremos o valor de impedância de saída equivalente para o *droop* de amplitude:

$$kV_d i_d = Z(i_d + ji_q) \quad (C.6)$$

Isolando Z :

$$Z = kV_d \left(\frac{i_d^2 - ji_d i_q}{i_d^2 + i_q^2} \right) \quad (C.7)$$

$$R = kV_d \left(\frac{i_d^2}{i_d^2 + i_q^2} \right) \quad (\text{C.8})$$

$$X = -kV_d \left(\frac{i_d i_q}{i_d^2 + i_q^2} \right) \quad (\text{C.9})$$

Vemos que a impedância equivalente do *droop* de amplitude corresponde à impedâncias R e X proporcionais a kV_d (tal como visualizado em (C.4)), porém dependentes da relação entre i_d e i_q .

Tomando o limite com $i_d \gg i_q$, temos:

$$R = kV_d \quad (\text{C.10})$$

$$X = 0 \quad (\text{C.11})$$

Este é o caso no qual, sem potência reativa, o sistema se assemelha à sistemas em corrente contínua com uma impedância virtual de saída kV_d , sem qualquer influência das grandezas de eixo em quadratura.

Tomando $i_d = i_q$, temos:

$$R = \frac{kV_d}{2} \quad (\text{C.12})$$

$$X = -\frac{kV_d}{2} \quad (\text{C.13})$$

Quando as correntes de eixo direto e quadratura têm a mesma ordem de grandeza, o *droop* de amplitude pode ser visto como uma impedância com parcelas resistivas e reativas, sendo esta última negativa, diminuindo a reatância do circuito em quadratura.

Quando $i_d \ll i_q$:

$$R = X = 0 \quad (\text{C.14})$$

Este resultado é esperado, uma vez que, sem potência ativa na fonte, não há qualquer decaimento de tensão e o *droop* não causa nenhum efeito no sistema.